

**PREVISÃO DE INJETIVIDADE CONSIDERANDO EFEITOS
TÉRMICOS E EROSÃO DE REBOCO EXTERNO**

RONALDO OLIVEIRA DE PAIVA

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DO NORTE FLUMINENSE - UENF
LABORATÓRIO DE ENGENHARIA E EXPLORAÇÃO DE PETRÓLEO - LENEP**

**MACAÉ - RJ
MARÇO - 2006**

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

PREVISÃO DE INJETIVIDADE CONSIDERANDO EFEITOS TÉRMICOS E EROSÃO DE REBOCO EXTERNO

RONALDO OLIVEIRA DE PAIVA

Tese apresentada ao Centro de
Ciência e Tecnologia da Universidade
Estadual do Norte Fluminense, como
parte das exigências para obtenção
do título de Doutor em Engenharia de
Reservatório e de Exploração.

Orientadores: Pavel Bedrikovetski, Ph.D.
e Rosana Lomba, Ph.D.

MACAÉ - RJ
MARÇO - 2006

PREVISÃO DE INJETIVIDADE CONSIDERANDO EFEITOS TÉRMICOS E EROSÃO DE REBOCO EXTERNO

RONALDO OLIVEIRA DE PAIVA

Tese apresentada ao Centro de Ciência e Tecnologia da Universidade Estadual do Norte Fluminense, como parte das exigências para obtenção do título de Doutor em Engenharia de Reservatório e de Exploração.

Aprovada em 17 de março de 2006

Comissão Examinadora:

Antônio Luiz Serra de Souza (Ph.D., Eng. Petróleo – CENPES/PETROBRAS)

Adolfo Puime Pires (D.Sc., Eng. Petróleo – LENEP/CCT/UENF)

Peter Currie (Ph.D., Eng. Petróleo – Delft University of Technology, The Netherlands)

Pavel Bedrikovetski (Ph.D., Eng. Petróleo – LENEP/CCT/UENF)
(orientador)

Rosana Teixeira Lomba (Ph.D., Eng. Petróleo – CENPES/PETROBRAS)
(co-orientadora)

Agradecimentos

Este trabalho não poderia ser terminado sem a ajuda de diversas pessoas às quais expresso meus agradecimentos:

Aos meus pais e familiares, pelo incentivo em todos os momentos da minha vida.

À Petrobras, pela oportunidade oferecida, em especial para o meu gerente Marcílio José Faria.

Ao meu orientador, que corrigiu os caminhos seguidos e sem o qual este trabalho não seria feito.

A todos os professores, colegas e empregados da UENF e da PETROBRAS, que ajudaram de forma direta e indireta na conclusão deste trabalho.

Resumo

PAIVA, Ronaldo Oliveira. *Previsão de injetividade considerando: efeitos térmicos na mobilidade e balanço de torques na erosão de reboco externo*. Macaé: Laboratório de Engenharia de Petróleo, Universidade Estadual do Norte Fluminense, 2006, 157 p. Tese (DOUTORADO).

A manutenção da pressão durante injeção de água tem como objetivo o equilíbrio entre os volumes produzidos e os injetados. Amplamente conhecida, a redução de injetividade em projetos de injeção dificulta a manutenção deste equilíbrio. Também devem ser considerados os investimentos significativos envolvidos em perfuração adicional de poços ou intervenções em injetores para compensar declínio de injetividade. Finalmente, a perda de injetividade é um dos principais fatores economicamente negativos e onde recaem as maiores incertezas em projetos de injeção de água doce ou salgada ou de reinjeção de água produzida.

A perda de injetividade acontece devido à existência de partículas sólidas e líquidas na água injetada. A captura de partículas pela rocha durante filtração profunda e a formação de reboco externo aumentam a resistividade hidráulica do poço e causam a redução da injetividade. É necessária a melhor previsão possível para o comportamento dos poços injetores no projeto dos sistemas de injeção, ou seja: para otimizar a localização dos poços injetores, para planejar a estimulação de poços danificados, para decidir sobre a necessidade de fraturamento da rocha receptora e para dimensionamento do tratamento e do bombeamento da água a ser injetada.

A previsão de injetividade normalmente aceita é baseada em modelos matemáticos validados por testes de laboratório e dados de campo. Modelos matemáticos para prever a filtração profunda e a formação de reboco externo estão

disponíveis na literatura e é um assunto que ainda está sendo pesquisado e desenvolvido atualmente. Vários softwares para previsão de injetividade foram desenvolvidos tanto em versões comerciais quanto em versões corporativas em algumas companhias. Os softwares disponíveis na literatura não possuem modelos implementados para prever a erosão de reboco e para fase inicial de injeção, onde fenômenos não isotérmicos afetam a injetividade. Ou seja, modelos matemáticos para prever a erosão de reboco e para injeção não isotérmica não foram desenvolvidos.

Este é o ponto principal da tese: desenvolvimento de um modelo matemático para previsão da injetividade. Para atender a este objetivo foi necessário derivar um modelo para injeção de água fria e um novo modelo para prever a erosão de reboco externo. O modelo para erosão de reboco foi ajustado através de dados de testes de laboratório publicados e validado por testes de campo. Finalmente, foi proposto um método para previsão da erosão de reboco. Foram obtidas soluções analíticas para ambos os modelos. Estas soluções permitiram a implementação em software incluindo também a filtração profunda e a formação do reboco. O software desenvolvido, SPIN (Simulação e Previsão de Injetividade), foi aplicado para planejar e projetar o sistema de injeção de um campo estratégico da Petrobrás.

Palavras chave

- Engenharia do petróleo, Injeção de água, Injetividade, Deposição de partículas, Filtração transversal, Erosão de reboco.

Abstract

PAIVA, Ronaldo Oliveira. *Injectivity prediction accounting for cold-water injection and cake erosion*. Macaé: Petroleum Engineering Laboratory, North Fluminense Estate University, 2006, 157 p. PhD Thesis.

Pressure maintenance during waterflooding implies volume balance between produced and injected/re-injected fluid. Widely spread injectivity decline in waterflood projects hinder to maintain the “produced and injected fluid” balance. Also, significant investments are involved into additional drilling of injectors in order to compensate decline of injectivity. Finally, injectivity impairment is one of the main negative factors in economics of waterflooding projects.

Injectivity impairment happens due to solid and liquid particles in the injected/re-injected water. Capture of particles by the rock during deep bed filtration and formation of external filter cake highly increases the well hydraulic resistivity and causes the injectivity impairment. Reliable prediction of injector behavior is important for planning and designing waterflood projects, for optimal well location, for planning injector stimulation including fracturing and acidification, for design of produced/re-injected water treatment and pumping.

The reliable prediction is usually based on mathematical models matched with laboratory and field data.

Mathematical models for deep bed filtration and external filter cake formation and their characterization from laboratory and field data are widely available in the literature and is the “hot” subject of nowadays R&D. Several software for injectivity prediction have been developed in commercial likewise internal corporative versions. The available software do not account for cake erosion and for initial stage of

injection where non-isothermal phenomena affect the injectivity. Indeed, mathematical models for cake erosion and for initial non-isothermal stage of injection have not been developed.

This is the main point of the current thesis. A mathematical model for injectivity damage accounting for cold-water injection was derived. A new model for external filter cake erosion was developed and adjusted by laboratory test data. Finally, a method for cake erosion prediction was proposed. In both models, analytical solutions were obtained, that allowed implementation into a single software. The analytical models developed have been coupled with the models for deep bed filtration and external filter cake formation. The developed software SPIN (Simulation and Prediction of INjectivity) has been applied for planning and design of a strategic field of Petrobras.

Key Words

Injectivity, Petroleum engineering, Water Injection, Impairment, Crosflow filtration, Cake erosion.

Índice

Lista de Figuras	xi
Lista de Tabelas	xiii
Nomenclatura	xiv
Trabalhos Apresentados	xvii
1 - INTRODUÇÃO	1
1.1 - Objetivos da tese.....	3
2 - REVISÃO DA LITERATURA	5
2.1 - Filtração profunda	5
2.2 - Formação do reboco	16
2.3 - Erosão do reboco	19
2.4 - Variação da mobilidade de óleo-água	21
3- DECLÍNIO DA INJETIVIDADE DEVIDO À FILTRAÇÃO PROFUNDA E FORMAÇÃO DE REBOCO	24
4 - RAIOS DA ZONA DE DANO DE FORMAÇÃO	29
4.1 - Raio médio de penetração das partículas.....	30
4.2 - Raio do dano que causa erro desprezível no cálculo da impedância..	32
4.3 - Raio do dano calculado pela simplificação no cálculo da impedância	35
4.4 - Comparação entre os três métodos e equação recomendada	37
5 - AUMENTO DA INJETIVIDADE DURANTE INJEÇÃO DE ÁGUA FRIA	39
6 - COMBINAÇÃO DOS EFEITOS DE DANO DE FORMAÇÃO E VARIAÇÃO DE MOBILIDADE NÃO ISOTÉRMICA	48
7 - EROSIÃO DO REBOCO EXTERNO	52
7.1 - Introdução	52
7.2 - Forças que atuam em uma partícula na superfície do reboco.....	53
7.3 - Equações necessárias para prever a erosão do reboco	63
7.4 - Validação do modelo por experimentos laboratoriais	65
7.5 - Quantificação da relação de erosão	68
7.6 - Modelagem matemática para distribuição polidispersa.	69

7.7 - Espessura do reboco na base da injeção	72
7.8 - Cálculo numérico da espessura do reboco.....	75
7.9 - Entupimento de poço.....	78
8 - PROGRAMA COMPUTACIONAL PARA PREVISÃO DA INJETIVIDADE.....	82
8.1 - Análise de sensibilidade e exemplos comentados.....	85
9 - CONCLUSÕES	94
9.2 - Recomendações.....	95
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	96
APÊNDICES.....	104
A - MODELO AXI-SIMÉTRICO DE FILTRAÇÃO PROFUNDA E CÁLCULOS DE IMPEDÂNCIA	104
B - MODELO ANALÍTICO PARA TEMPO DE TRANSIÇÃO E REBOCO EXTERNO.....	113
C - CÁLCULO DO ÍNDICE DE INJETIVIDADE DURANTE INJEÇÃO DE ÁGUA FRIA SEM DANO.....	117
D - EQUAÇÃO DA IMPEDÂNCIA PARA PERDA DA INJETIVIDADE DURANTE A INJEÇÃO DE ÁGUA FRIA.....	121
E – FLUXOGRAMAS DO PROGRAMA SPIN.....	124

Lista de Figuras

1.	<i>Crescimento da Impedância relacionado com a filtração profunda, para diferentes coeficientes de filtração e de dano de formação</i>	27
2.	<i>Crescimento de Impedância relacionada com a filtração profunda e formação de reboco externo, para diferentes coeficientes de filtração e de dano de formação e permeabilidade do reboco</i>	28
3.	<i>Raio do dano calculado pelo raio das concentrações médias das partículas suspensas</i>	31
4.	<i>Raio do dano calculado pelo erro desprezível no cálculo da impedância</i>	35
5.	<i>Raio do dano calculado pela simplificação no cálculo da impedância</i>	36
6.	<i>Raio do dano calculado pelos três métodos e considerando que o erro desprezível é 0,1</i>	37
7.	<i>Esquema de um sistema de injeção de água fria.</i>	40
8.	<i>Solução gráfico-analítica para deslocamento de óleo quente através de água fria</i>	42
9.	<i>Variação de perfil de saturação durante injeção de água para velocidades diferentes de fluidos</i>	43
10.	<i>Efeito da temperatura de injeção na impedância final considerando somente o efeito de mobilidade</i>	44
11.	<i>Dependência de Impedância com a temperatura de água de injeção.</i>	45
12.	<i>Variação da impedância durante injeção de água para relações de mobilidade diferentes.</i>	46
13.	<i>Tempo para diminuição do índice de impedância para $\frac{1}{2}$, versus relações de mobilidade</i>	47
14.	<i>Esquema de reservatório, mostrando a variação de temperaturas e de saturações dentro do reservatório</i>	48
15.	<i>Variação de índice de impedância para M=3.</i>	50
16.	<i>Modelo de previsão de injetividade</i>	53

17. <i>Forças principais que atuam em uma partícula depositada em uma superfície plana</i>	54
18. <i>Representação dos torques originados em uma partícula na superfície do reboco.</i>	55
19. <i>Representação das direções de ângulo de toque mínimo,</i>	55
20. <i>Posição de uma partícula depositada na face de um reboco.</i>	57
21. <i>Região de atuação da força de arraste provocada pelo fluxo transversal.</i>	59
22. <i>Forças elétricas.</i>	62
23. <i>Distribuição de freqüências da relação de erosão nos 21 experimentos utilizados</i>	69
24. <i>Concentração de partículas suspensas na entrada (linha contínua); no fluido injetado (linha tracejada) e na corrente de saída (linha pontilhada)</i>	71
25. <i>Espessura do reboco na base da injeção</i>	74
26. <i>Esquema representando o reboco em uma célula e as variáveis a serem utilizadas na análise de erosão</i>	75
27. <i>Representação do entupimento da célula mais profunda pelas partículas que estavam suspensas na água injetada.</i>	79
28. <i>Representação das resistências hidráulicas em um poço entupido</i>	80
29. <i>Resultados parciais do cálculo de erosão do reboco</i>	83
30. <i>Dados de entrada para o cálculo de erosão do reboco.</i>	84
31. <i>Dados de saída do programa SPIN.</i>	85
32. <i>Dados de entrada para o caso base.</i>	85
33. <i>Injetividade do poço para três relações de erosão diferentes.</i>	87
34. <i>Impedância do poço para três relações de erosão diferentes.</i>	88
35. <i>Influência da permeabilidade do reboco na impedância.</i>	88
36. <i>Influência do coeficiente de filtração na impedância.</i>	89
37. <i>Influência do coeficiente de dano de formação na impedância.</i>	89
38. <i>Influência da fração crítica de porosidades na impedância.</i>	90
39. <i>Impedância para diferentes diferenciais de pressões de injeção.</i>	91
40. <i>Vazão injetada para diferentes diferenciais de pressões de injeção.</i>	91
41. <i>Impedância de um poço injetor do Golfo do México.</i>	92
42. <i>Impedância de um poço injetor de um campo offshore do Brasil.</i>	93

Lista de Tabelas

1	<i>Novidades científicas.</i>	4
2	<i>Resultados das relações de erosão para os experimentos analisados.</i>	66
3	<i>Dados utilizados para calcular o gráfico da Figura 25</i>	74
4	<i>Dados utilizados para calcular o gráfico da Figura 29</i>	82
5	<i>Resultados parciais calculados pela planilha SPIN.</i>	84
6	<i>Dados utilizados na planilha SPIN.</i>	86

Nomenclatura

letras latinas

b_T	Coeficiente da equação de balanço de energia
c	Concentração de partículas em suspensão
c_0	Concentração de partículas em suspensão injetadas
C	Concentração normalizada de partículas em suspensão
E_r	Relação de erosão
f	Função de fluxo fracionário
h_c	Espessura do reboco externo , L, m
H_f	Espessura da formação injetora de água , L, m
h_T	Coeficiente da equação de balanço de energia
$I I$	Índice de injetividade, L^3T/M , $m^3/(s.Pa)$
J	Impedância
J_d	Impedância durante o fluxo de suspensão monofásica, isotérmica.
J_B	Impedância durante fluxo bifásico sem partículas, isotérmico.
J_{BT}	Impedância durante o deslocamento bifásico, sem dano com efeitos térmicos.
J_{BTd}	Impedância durante deslocamento bifásico com efeitos térmicos e considerando danos por partículas em suspensão.
k_0	Permeabilidade original da formação antes da injeção, L^2 , m^2
k_c	Permeabilidade do reboco externo , L^2 , m^2
$K_{r_{wor}}$	Permeabilidade relativa para água na presença de óleo residual
$k_{r_{owi}}$	Permeabilidade relativa para óleo na presença de água inicial
M	Razão de mobilidades
m	Inclinação da linha de crescimento da impedância durante a filtração profunda, para o fluxo monofásico com partículas suspensas.

m_c	Inclinação da linha de crescimento da impedância durante a formação do reboco externo, para o fluxo monofásico com partículas suspensas.
p	Pressão, M/LT^2 , Pa
P	Pressão adimensional
q	Vazão total por unidade de espessura do reservatório, L^2/T , m^2/s
q_0	Vazão de injeção inicial por unidade de espessura do reservatório, L^2/T , m^2/s
Q_D	Vazão adimensional total
r	Raio, L, m
r_w	Raio do poço, L, m
r_d	Raio da zona danificada, L, m
R_c	Raio de contorno, L, m
s	Saturação de água
s_{or}	Saturação de óleo residual
s_{wi}	Saturação de água inicial
S	Concentração de partículas depositadas normalizada
t	Tempo, T, s
t_{tr}	Tempo de transição, T, s
t_D	Tempo adimensional
t_{trD}	Tempo de transição adimensional
T	Temperatura, °C
T_i	Temperatura inicial do reservatório, °C
T_j	Temperatura de fluido injetado, °C
V	Velocidade total do fluxo, L/T , m/s
X	Distância, L, m
X_D	Distância adimensional
X_w	Raio adimensional do poço
X_d	Raio adimensional da zona danificada
Δp	Queda de pressão, M/LT^2 , Pa
Δp_c	Queda de pressão no reboco externo, M/LT^2 , Pa
Δp_d	Queda de pressão para filtração profunda, M/LT^2 , Pa
ΔP	Queda de pressão adimensional

letras gregas

α	Fração crítica de porosidade
β	Coeficiente de dano a formação
ϕ	Porosidade
ϕ_c	Porosidade do reboco externo
λ	Coeficiente de filtração, L^{-1} , m^{-1}
λ	Coeficiente de filtração adimensional
μ_w	Viscosidade da água, M/LT, Pa.s
μ_o	Viscosidade do óleo, M/LT, Pa.s
Π	Mobilidade total das fases, adimensional
ρ	Densidade
σ	Concentração de partículas depositadas
x	Distância adimensionada pelo tempo, em volumes porosos injetados

subscritos

o	Óleo
w	Água
r	Rocha
i	Inicial
j	Injetado
D	Adimensional
d	Dano

abreviaturas

V.P.I.	Volumes Porosos Injetados.
Ln	Logaritmo Neperiano

Trabalhos Apresentados

PAIVA, R.O.; BEDRIKOVETSKI, P.; FONSECA, D.R. (2005) Efeito da Injeção de Água Fria no Declínio da Injetividade Devido à Suspensão de Partículas. *PETRO&QUIMICA*, 28, 121-123.

PAIVA, R.O.; BEDRIKOVETSKI, P.; FURTADO, C.; SIQUEIRA, A.; SERRA, A.L.; CURRIE, P.K.; LOMBA, R. (2006) Comprehensive Model for Injectivity Decline Prediction during PWRI. *SPE-100334-PP*. "to se submitted to SPE Journal, Production and Facilities"

PAIVA, R.O.; BEDRIKOVETSKI, P.; AL-ABDUWANI, F.; CURRIE, P.K.; FURTADO, C.; SIQUEIRA, A.; SERRA, A.L.; LOMBA, R. (2006) External Filter Cake Erosion & Injectivity Prediction for PWRI. Produced Water Workshop 24-25 maio, Aberdeen, UK.

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

A injeção de água tem como objetivo o aumento da recuperação de petróleo para alcançar este objetivo procura-se o equilíbrio entre os volumes produzido e injetado e a consequente manutenção da pressão do reservatório. Amplamente conhecida, a redução de injetividade em projetos de injeção dificulta a manutenção deste equilíbrio de volumes. Também devem ser considerados os investimentos significativos envolvidos em perfuração adicional de poços ou intervenções em injetores para compensar declínio de injetividade. Finalmente, a perda de injetividade é um dos principais fatores economicamente negativos e onde recaem as maiores incertezas em projetos de injeção de água doce ou salgada ou de reinjeção de água produzida.

A redução da injetividade acontece devido à retenção nos poros da rocha das partículas, que normalmente estão suspensas na água injetada. Estas impurezas podem apresentar-se sob a forma de resíduos oriundos de corrosão de equipamentos de superfície e sub-superfície, traços de óleo e até mesmo o próprio sal da água de injeção, que pode cristalizar-se nas condições de injeção. A captura de partículas pela rocha durante filtração profunda e a formação de reboco externo aumentam a resistividade hidráulica do poço e causam a redução da injetividade. A melhor previsão de comportamento do poço injetor é importante para o projeto dos sistemas de injeção, ou seja, para otimizar a localização dos poços injetores, para planejar a estimulação de poços danificados, para decidir sobre a necessidade de fraturamento da rocha receptora e para dimensionamento do tratamento e do bombeio da água a ser injetada.

A previsão de injetividade normalmente aceita é baseada em modelos

matemáticos validados por testes de laboratório e dados de campo. Modelos matemáticos para prever a filtração profunda e a formação de reboco externo estão extensamente disponíveis na literatura e é um assunto que ainda está sendo pesquisado e desenvolvido atualmente. Vários softwares para previsão de injetividade foram desenvolvidos tanto em versões comerciais como em corporativas internas a algumas companhias. Os softwares disponíveis na literatura não possuem modelos implementados para prever a erosão de reboco e os fenômenos não-isotérmicos que afetam a injetividade. Ou seja, modelos matemáticos para prever a erosão de reboco e para injeção não-isotérmica não foram desenvolvidos.

Este é o ponto principal da tese: desenvolvimento de um modelo matemático para previsão da injetividade derivando um modelo para injeção de água fria e um novo modelo para prever a erosão de reboco externo. O modelo para erosão de reboco foi ajustado através de dados de testes de laboratório publicados e validado por testes de campo. Finalmente, foi proposto um método para previsão da erosão de reboco. Foram obtidas soluções analíticas para ambos os modelos. Estas soluções permitiram a implementação em um software incluindo também a filtração profunda e a formação do reboco. O software desenvolvido, SPIN (Simulação e Previsão Injetividade) foi aplicado para planejar e projetar o sistema de injeção de um campo estratégico da Petrobrás.

No Capítulo 2 é feita uma análise da literatura moderna onde é analisado o problema de modelagem da erosão de reboco externa e da filtração profunda com água fria. No Capítulo 3 é definido o raio de zona de dano de formação e é proposta a equação que é usada para indexar os cálculos de injetividade. O modelo para injeção não-isotérmica associada com cálculos de dano de injetividade encontra-se nos Capítulos 4 e 5, No Capítulo 6 é apresentada a combinação dos efeitos de dano de formação e variação de mobilidade não isotérmica. O Capítulo 7 é o mais importante. Neste capítulo estão mostradas as equações e o modelo analítico para previsão da erosão do reboco externo. Também contém um novo modelo para formação e erosão de reboco com distribuição de partículas pelo tamanho (injeção de suspensão poli-dispersa). O enchimento da coluna de poços verticais pelas partículas erodidas é descrito no final do Capítulo. No Capítulo 8 é apresentado o

programa que reúne os modelos de todas as fases de previsão de erosão de reboco e injeção de água fria. Este programa é usado para análise de sensibilidade de declínio de injetividade e para planejar o sistema de injeção de campos reais. No capítulo 9 são apresentados os comentários finais, as principais conclusões e as sugestões para futuras pesquisas.

1.1 - Objetivos da tese

O objetivo principal deste trabalho é desenvolver um programa de computador com a implementação de modelos capazes de reproduzir todas as fases de obstrução de um poço injetor.

Do objetivo principal derivam os seguintes objetivos:

- (1) Deduzir soluções analíticas para os efeitos mais importantes em um sistema de injeção de água. A consideração de todos os efeitos é inédita e é necessária para o desenvolvimento do software para análise dos dados de um sistema de injeção de água.
- (2) Apresentar procedimentos para obter informações importantes sobre o reservatório e as propriedades dos fluidos que influenciam o sistema de injeção de água.
- (3) Examinar os parâmetros necessários para prever a injetividade dos poços e correlacionar com os dados coletados no campo. Este passo é necessário para validação dos conhecimentos adquiridos.

Para atingir os objetivos foi necessário desenvolver alguns assuntos que são novidades científicas, conforme mostrado na Tabela 1, a seguir:

Tabela 1: Novidades científicas.

item	Etapas de processo de dano e sua previsão	Novidade Científica/ Técnica
1	Efeitos da variação de mobilidade de água / óleo	Caso de injeção de água fria
2	Filtração profunda	Forma analítica para calcular o raio de dano.
3	Formação de reboco externo	O novo modelo para suspensões polidispersas
4	Erosão de reboco	Novo modelo para suspensões de partículas monodispersas
5	Entupimento do poço	Novo modelo para reboco incompressível
6	Software para previsão da injetividade	O novo software que engloba os modelos de filtração profunda, mudança de mobilidades, avanço da frente de temperatura, formação de reboco externo, erosão do reboco externo e entupimento do poço.

CAPÍTULO 2 - REVISÃO DA LITERATURA

A injeção de água é um processo de filtração das partículas suspensas pelos poros da rocha da formação. Existe uma extensa literatura sobre o processo de filtração. Nos trabalhos publicados existem análises sobre os efeitos de todos os parâmetros envolvidos nos processos de filtração utilizando diferentes tipos de modelagem matemática com soluções analíticas e numéricas. Existem também muitos estudos experimentais para a determinação dos parâmetros relevantes ao processo de dano na formação devido à deposição de partículas durante o transporte de suspensões através de meios porosos.

Este capítulo tem como objetivo apresentar e discutir os modelos e experimentos elaborados para o estudo da previsão da injetividade devido à injeção de água. Os principais fenômenos relatados são: filtração profunda; variação da mobilidade dos fluidos no reservatório e formação de reboco externo.

2.1 - Filtração profunda

Durante o transporte de uma suspensão particulada através de um meio poroso, as partículas podem ser capturadas. Esse processo, conhecido como filtração profunda, pode causar dano à formação. O entendimento do processo de filtração profunda é essencial para tecnologias industriais e ambientais tais como injeção de água em reservatórios de petróleo, filtração de água, transporte de poluentes no subsolo, etc. (SANTOS, 2005).

Quase toda operação em poços de petróleo (perfuração, cimentação, injeção de fluidos, etc.) é uma fonte de dano à formação. Danificar a formação

implica em queda de produtividade e/ou injetividade. Para evitar os riscos e o alto custo envolvido na recuperação de uma formação danificada é necessário minimizar o dano à formação. (PANG e SHARMA, 1994).

A primeira etapa da modelagem de perda de injetividade corresponde ao declínio na injetividade que ocorre devido ao entupimento do meio poroso, que pode ocorrer devido a vários mecanismos, (SANTOS, 2005):

a) Exclusão pelo tamanho: ocorre quando uma partícula encontra um poro de raio menor do que o dela;

b) Deposição: devido às forças gravitacional e elétrica, as partículas podem ser desviadas da trajetória sugerida pelas linhas de fluxo e depositadas no interior do meio poroso;

c) "Bridging": ocasionado pelo acúmulo de várias partículas nas gargantas dos poros. Neste caso, as partículas são menores que a garganta. Este processo é favorecido pelo aumento da deposição de partículas nas gargantas dos poros;

d) Difusão: devido à difusão, ocorre um aumento da probabilidade de partículas serem capturadas na superfície dos poros.

A efetividade de cada mecanismo de captura de partículas depende das forças de interação entre o meio poroso, o fluido injetado e as partículas suspensas (SHARMA e YORTSOS, 1987).

Em um processo de filtração, parâmetros como a velocidade, a concentração de partículas, a distribuição do tamanho de partículas, a distribuição de tamanho de poros, as energias de interação (partícula-partícula e partícula-poro) e a composição do fluido e das partículas injetadas podem determinar o(s) mecanismo(s) de retenção de partículas mais efetivo(s) (IMDAKM e SAHIMI, 1987; CHAUVETEAU et al ., 1998; HERZIG et al., 1970; SHARMA e YORTSOS, 1987).

De acordo com Sahimi *et al.* (1990), os modelos utilizados para previsão de injetividade estão divididos em duas grandes categorias: modelos estatísticos e modelos contínuos.

A classificação dos modelos estatísticos compreende duas subdivisões: modelos estocásticos e de rede. Os modelos estocásticos foram desenvolvidos por Hsu e Fan, (1984 e 1985) e estão baseados nas cadeias de Markov, onde o fluxo das partículas dentro do meio poroso é descrito pela probabilidade de bloqueio dos poros abertos. Esses modelos possuem parâmetros empíricos, que são determinados a partir de dados experimentais. Para resolver a equação diferencial estocástica, determina-se a probabilidade de que, em um dado momento, um determinado número de poros esteja obstruído. Relacionando o número de poros obstruídos com queda de pressão ao longo do meio analisado é possível calcular a diminuição da permeabilidade. Os modelos estocásticos possuem uma matemática simples, mas sua desvantagem é que eles não levam em consideração os efeitos da morfologia do espaço poroso, a distribuição de tamanhos de partículas, e também não prevêm os perfis de concentração das partículas efluentes. (SIQUEIRA, 2000).

Os modelos de rede foram introduzidos por Fatt (1956), onde os dados de entrada são gerados pelo método de Monte Carlo. Esses modelos representam simbolicamente o meio poroso por intermédio de ligações e nós, dispostos espacialmente de maneira a formarem malhas bi ou tridimensionais, regulares ou não. Essa idealização consiste num arranjo de canais convergentes e divergentes, nos quais as porções mais amplas dos poros são conectadas através de constrições. Por intermédio da equação de resistência ao fluxo de cada um dos nós e do balanço de massa é obtido o sistema de equações que representa o meio. O sistema de equações permite o cálculo da permeabilidade do modelo, (SIQUEIRA, 2000).

O grau de semelhança da permeabilidade da rede e a do meio poroso real depende muito das considerações adotadas pelo modelo, onde os atributos mais importantes da estrutura porosa real são suas morfologia (tamanho e forma dos poros), topologia (relações de conectividade dos poros entre si) e propriedades de percolação (DULLIEN, 1992; IOANNIDIS et al., 1997). Os modelos de rede tentam incorporar as heterogeneidades do meio, na escala de poros, para determinar as propriedades macroscópicas do sistema. Estes são os únicos modelos que levam em conta a conectividade do meio, o que lhes possibilita prever com maior acerto a

permeabilidade e seu comportamento durante o transporte de partículas através do espaço poroso (SAHIMI et al., 1990). A principal desvantagem desse modelo é a demanda computacional requerida, o que limita o tamanho da rede a ser processada. Essa demanda é inerente a modelagens que buscam incorporar suficientemente as características essenciais dos fenômenos em estudo, de modo a tornar exeqüível a determinação confiável das propriedades macroscópicas (SIQUEIRA, 2000).

A classificação dos modelos contínuos para o fluxo de partículas em meios porosos compreende também duas subdivisões, segundo sua escala de observação e descrição dos fenômenos estudados. Numa escala microscópica, encontram-se os modelos de análise de trajetórias das partículas e, numa escala macroscópica, temos os modelos fenomenológicos, que prevêm a queda de injetividade em poços.

Os modelos de análise de trajetórias estudam o fluxo de partículas em meios porosos calculando os percursos das partículas no interior de coletores microscópicos, geralmente em forma de tubos com constrições. A partir da especificação do campo de fluxo em torno de um coletor, podem-se escrever equações do movimento, incluindo o balanço de todas as principais forças e momentos que agem sobre as partículas: forças e torques hidrodinâmicos, interação das partículas com os coletores, dupla camada iônica, forças de London – Van der Waals e força gravitacional. Normalmente, a solução dessas equações é obtida numericamente, pois a natureza complexa das várias forças atuantes impede a obtenção de soluções analíticas. A interceptação de partículas é incluída como uma condição de contorno, considerando-se que uma partícula se deposita caso seu percurso adentre uma região contida entre a superfície do coletor e uma trajetória limite. Tipicamente, esses modelos assumem que as partículas são suficientemente pequenas para não serem aprisionadas nas gargantas de poros, bloqueando-as, ou seja, assumem que não haja exclusão pelo tamanho. Estes modelos, quando devidamente ajustados, permitem estimar o coeficiente de filtração. O comportamento da permeabilidade é obtido através do cálculo da queda de pressão ao longo do meio (SIQUEIRA, 2000).

Entre esses modelos, há os que representam o meio poroso por intermédio de apenas um coletor individual de partículas, (YAO et al., 1971; PAYATAKES et al., 1974; MACKIE et al., 1987), e aqueles que o fazem por uma série de elementos de leitos unitários constituídos por coletores (PAYATAKES et al., 1973; TIEN e PAYATAKES, 1979; CHAUVETEAU et al., 1988). Estes modelos tentam levar em conta a variabilidade dos tamanhos de poros e a natureza interligada dos formatos destes. A interconectividade do meio também é considerada, embora limitadamente, já que o fluxo é restrito a células unitárias paralelas à direção macroscópica de fluxo. Assim, tais modelos não têm como incorporar componentes tão importantes como as linhas de corrente e as deposições de partículas em canais não alinhados com a direção macroscópica de fluxo (BURGANOS et al., 1992).

Um modelo fenomenológico para captura de partículas, com conseqüente queda de permeabilidade, foi proposto por Iwasaki, (1937) e utilizado na teoria de filtração por Herzig *et al.*, (1970) e na previsão do declínio de permeabilidade de rochas por Bedrikovetsky *et al.*, (2001) e Sharma, (1987). Este modelo não distingue entre os diferentes mecanismos de dano à formação. Ao assumir que a cinética de captura é linear, os resultados exibem uma boa concordância com testes laboratoriais nas condições de operação comumente encontradas. Portanto, caso seja possível o ajuste dos parâmetros com testes laboratoriais representativos, este modelo pode ser utilizado para fins de previsão da perda de injetividade em poços reais.

Pautz (1989) concluiu que os estudos anteriores não demonstraram claramente as condições sob as quais os entupimentos internos e o reboco externo foram formados, e que a diminuição da permeabilidade é sensível à velocidade do fluxo linear somente para partículas muito pequenas, e que a concentração tem mais impacto na queda da permeabilidade para partículas maiores. Desta forma, a modelagem da retenção de partículas será diferente para diferentes valores dos parâmetros relevantes em cada processo. Para velocidade alta, por exemplo, os efeitos da difusão molecular e da deposição tornam-se menos efetivos (CHAUVETEAU et al., 1988).

No caso do mecanismo de exclusão pelo tamanho, quanto maior o tamanho das partículas e menor o tamanho dos poros, mais intensa é a captura de partículas e maior é o dano à formação. Entretanto, muitas tentativas de correlacionar o dano de formação com os tamanhos das partículas e dos poros fracassaram (BEDRIKOVETSKY et al., 2001). Isto pode significar que o mecanismo de exclusão pelo tamanho nunca domine, ou que o modelo fenomenológico não é suficientemente geral. Uma forma de estudar esta inconsistência é a modelagem em micro-escala de cada mecanismo de captura.

Nos modelos fenomenológicos para fluxo radial, o processo de filtração profunda é observado a partir de uma escala espacial muito maior que a das dimensões dos poros individuais. O meio poroso é tratado como um sistema fechado, no interior do qual as partículas em suspensão provenientes da água injetada se depositam. Os detalhes morfológicos dos poros são ignorados, sendo incorporados ao modelo apenas em função de seus reflexos sobre as grandezas que descrevem os fenômenos estudados macroscopicamente, tais como a concentração das partículas depositadas s , e o coeficiente de filtração I . As concentrações das partículas em suspensão c e das partículas depositadas s são consideradas funções suaves e contínuas, no tempo e no espaço.

Os volumes investigados devem ser suficientemente grandes para que se obtenham valores estáveis e representativos da média das propriedades microscópicas correspondentes, e pequenos a ponto de permitir a consideração dos efeitos de heterogeneidades na escala supra-poro (SIQUEIRA, 2000).

Os modelos fenomenológicos clássicos baseiam-se na equação da conservação de massa das partículas. Sendo t o tempo, V a velocidade do fluxo, X a distância e c a concentração volumétrica das partículas em suspensão, a conservação da massa é expressa sob a forma:

$$\frac{\partial(s + fc)}{\partial t} + V \frac{\partial c}{\partial X} = 0 \quad (1)$$

Para resolver esta equação, é necessário definir uma relação entre a taxa de deposição das partículas s , a concentração das partículas em suspensão c e a velocidade do fluxo V . Para tanto, várias expressões foram propostas na literatura (PAYATAKES et al, 1973; HERZIG et al., 1970; IWASAKI, 1937), nesta tese, será considerado que a dinâmica de captura de partículas varia linearmente com a velocidade:

$$\frac{\partial s}{\partial t} = V I c \quad (2)$$

O coeficiente de filtração I depende da velocidade do fluido U e da concentração das partículas depositadas s . Esse coeficiente é dinâmico, pois varia com o tempo na medida em que o sistema se altera devido às partículas serem sucessivamente capturadas (WENBERG e SHARMA, 1997).

De acordo com a equação da continuidade, as partículas são transportadas com uma velocidade média igual à do fluido que as transporta.

Vários autores (HERZIG et al., 1970, BEDRIKOVETSKY et al., 2001, 2004) discutem diferentes formas para o coeficiente de filtração em função da concentração de partículas capturadas ($I = I(s)$) e propõem soluções analíticas explícitas para alguns casos particulares.

Para estimar a variação de pressão ao longo do meio poroso, considerando a vazão injetada constante e, a partir desta, sua injetividade, freqüentemente os modelos fenomenológicos aplicam a equação de Darcy modificada para fluxo de água com partículas em suspensão:

$$V = - \frac{k_0 K(s)}{m} \frac{\nabla p}{\nabla X} \quad (3)$$

A Equação (4) relaciona a distribuição da permeabilidade ao longo do meio poroso, em cada instante. Esta variação acontece devido ao depósito de partículas s :

$$K(s(X, t)) = \frac{1}{1 + b s(X, t)} \quad (4)$$

onde b é uma constante que recebe a denominação de coeficiente do dano de formação (OORT et al., 1993). Integrando-se $K(s(x, t))$ entre a face de injeção e a frente de injeção, para um dado instante, obtém-se a permeabilidade média nessa região. Essa abordagem pode ser utilizada para a transferência de escala entre dados de testes laboratoriais para injeção na escala de campo, onde ocorre a mudança da geometria linear para a geometria radial de injeção. Por isso, existem modelos fenomenológicos para fluxos linear e radial.

De acordo com o modelo clássico, no caso em que o coeficiente de filtração é constante, o comprimento de penetração médio para partículas é igual a $1/I$. Portanto, pode-se interpretar o coeficiente de filtração como sendo o inverso médio de penetração das partículas.

A velocidade $V(t)$ é independente da distância X devido à incompressibilidade da suspensão. Portanto, a Equação (3) pode ser separada da primeira e segunda equações, que podem ser resolvidas independentemente. A primeira e a segunda equações formam um modelo cinético para o transporte e captura de partículas. A terceira equação é um modelo dinâmico que prevê o aumento do gradiente de pressão devido à queda de permeabilidade com o aumento da concentração de partículas capturadas.

Bedrikovetsky *et al.* (2001), propõem um método geral para a solução do sistema de Equações 1 a 4, Esta solução está no Apêndice A e as principais conclusões são:

Se o coeficiente de filtração é constante $I(s) = I_0$, a solução analítica para o modelo clássico é representada por uma onda de concentração de partículas em suspensão que se move com a velocidade média do fluido percolante. Ou seja, para uma distância adimensional, X_D menor do que o tempo adimensional, t_D , tem-se:

$$c(X_D, t_D) = c_o \exp(-I_0 X_D) \quad (5)$$

e

$$s(X_D, t_D) = c_o I_o f(t_D - X_D) \exp(-I_0 X_D) \quad (6)$$

As concentrações de partículas capturadas e suspensas são iguais a zero na frente do choque de concentração ($X_D > t_D$):

$$c(X_D, t_D) = s(X_D, t_D) = 0 \quad p / X_D > t_D. \quad (7)$$

Após a injeção de um volume poroso ($t_D = 1$ V.P.I.), as partículas alcançam a saída do meio poroso ($X_D = 1$), ou seja:

$$c(1, t_D) = \begin{cases} 0, & t_D < 1 \\ c_o \exp(-I_o), & t_D \geq 1 \end{cases} \quad (8)$$

A Equação (8) mostra que a concentração permanece constante com o tempo depois que as partículas atingem a saída do reservatório.

Apesar de algumas limitações anteriormente citadas, os modelos clássicos podem proporcionar resultados bastante úteis, principalmente quando se dispõe de testemunhos e recursos experimentais representativos para a determinação dos parâmetros empíricos utilizados no modelo (ISON e IVES, 1969; HERZIG *et al.*, 1970; GRUESBECK e COLLINS, 1982; SOO e RADKE, 1986; WENNBERG e

SHARMA, 1997). Vejamos, detalhadamente, alguns exemplos que compõem a história desses modelos:

Davidson (1979) preparou experimentos laboratoriais de fluxo de partículas em suspensão através do meio poroso e observou que a velocidade requerida para prevenir a deposição das partículas era inversamente proporcional ao tamanho da partícula. Essa conclusão está limitada ao sistema testado em particular pelo autor.

Todd *et al.* (1979) conduziram experimentos em três diferentes testemunhos. O resultado indicou que uma diminuição significativa da permeabilidade pode ser causada por sólidos inorgânicos. A queda de injetividade não foi aplicada a dados de campo.

Todd *et al.* (1984) observaram que todos os danos causados às formações estão relacionados com o tamanho médio da garganta dos poros, e que os testemunhos exibem entupimentos em todo seu comprimento devido às partículas com menos de três micrômetros.

Todd *et al.* (1988) encontraram um grande declínio da permeabilidade devido às pequenas velocidades e grandes concentrações das partículas.

Vetter *et al.* (1984) promoveram uma revisão crítica dos estudos laboratoriais anteriores e conduziram testes de filtração de partículas. Seus resultados mostraram que as partículas de todos os tamanhos provocaram dano à formação. As maiores partículas causaram um rápido declínio da permeabilidade com uma região danificada rasa. As menores partículas entraram no testemunho e provocaram uma queda gradual da permeabilidade. Os autores verificaram que as maiores velocidades de fluxo provocaram maiores profundidades de penetração das partículas.

Oort *et al.* (1993) propuseram um modelo onde somente avaliaram a filtração profunda. Utilizaram dois novos parâmetros, fator de dano de formação e coeficiente de filtração, que são obtidos de testes laboratoriais. A maior limitação

desse modelo é que são requeridos testes laboratoriais. Eles não avaliaram o reboco externo.

Wennberg e Sharma (1997) conduziram muitos experimentos laboratoriais com intenção de determinar o coeficiente de filtração. Eles propuseram o primeiro problema inverso baseado na medida da concentração de partículas na saída do testemunho. Os autores determinaram uma faixa de valores de I que vai de 0,1 a 100 m^{-1} . Esse coeficiente de filtração é um número dinâmico e muda com o número de partículas depositadas anteriormente. Propuseram um novo método para determinar o desenvolvimento do coeficiente de filtração com o tempo, utilizando o conceito de porosidade crítica, $f_{cr} = f/2$, que é lançado tendo uma correlação para o cálculo do tempo onde inicia a formação do reboco externo, tempo de transição. A porosidade crítica foi determinada pela análise de vários testes laboratoriais. Também concluíram que a determinação do coeficiente de filtração é crucial para a correta previsão do declínio da injetividade, e que ele depende da velocidade do escoamento. Foi observado ainda pelos autores que o raio médio de penetração das partículas no poço varia de 70 cm a 7 m, e que o efeito da difusão pode ser negligenciado para partículas maiores do que um micrômetro.

No caso da captura de partículas, pelo mecanismo de exclusão pelo tamanho, a taxa de captura de partículas em suspensão será maior quando as partículas forem maiores e os poros forem menores. Vários autores (SHARMA e YORTSOS, 1987; SURI e SHARMA 2001; PAYATAKES et al., 1973; PAYATAKES et al., 1974) sugerem que, quando o mecanismo de exclusão pelo tamanho é dominante, as distribuições de tamanho de poros e de partículas em suspensão desempenham um papel fundamental no processo de filtração profunda.

Entretanto, no modelo clássico não são consideradas as distribuições de tamanho de poros e de partículas. Por outro lado, se o tamanho dos poros e das partículas em suspensão forem aumentados simultaneamente, a taxa de captura pelo mecanismo de exclusão pelo tamanho não deveria ser afetada. Portanto, o coeficiente de filtração no mecanismo de exclusão pelo tamanho deveria ser uma função monotonicamente crescente da razão entre os tamanhos das partículas e

dos poros *h*. Bedrikovetsky et al. (2001), tentaram relacionar o coeficiente de filtração com a razão entre o raio médio das partículas e o raio médio dos poros. Foram analisados 34 testes laboratoriais e não foi obtida nenhuma correlação entre os parâmetros mencionados acima.

A dificuldade em correlacionar o coeficiente de filtração com os raios das partículas e dos poros significa que o mecanismo de exclusão pelo tamanho não prevaleceu nos testes laboratoriais estudados, ou que o modelo para concentrações totais não descreve adequadamente o processo de filtração com exclusão pelo tamanho. Uma forma de estudar este problema é a modelagem em micro-escala de cada mecanismo de captura. Além disso, de acordo com o modelo clássico, para que uma partícula injetada na face de entrada chegue até a face de saída do meio poroso seria necessário injetar um volume poroso. Entretanto, vários casos onde o tempo de chegada (“breakthrough”) difere significativamente de 1 volume poroso injetado têm sido reportados na literatura para polímeros e suspensões particuladas (MASSEI et al., 2002; VEERAPEN e CHAUVETEAU, 2001; BARTELDIS et al., 1997; DAWSON e LANTZ, 1972).

De acordo com o modelo clássico para filtração profunda, após o entupimento da fração crítica da porosidade da face de filtração acontece a formação do reboco externo.

2.2 - Formação de reboco

Conforme visto no tópico anterior, a primeira fase do declínio de injetividade é causada pela filtração profunda e é atribuída à penetração de partículas suspensas na formação. Para o caso de reinjeção de água produzida é necessário considerar também as gotas de óleo. Após o tamponamento da fração crítica dos poros na face de filtração inicia-se a formação de um reboco externo à face de injeção. Em poços injetores offshore é comum operar na maior parte do tempo com o reboco externo já formado. Nos projetos de injeção onde não é desejável injetar propagando fraturas e o custo das estimulações é alto é comum dimensionar o sistema para operar com o reboco externo. (BEDRIKOVEDSKY et al., 2005,).

O estudo de reboco externo no campo de petróleo fornece dados referentes a mais de sessenta anos de experiências (WILLIAMS, 1940) e continua com os trabalhos de Khatib (1994), Civan (1999), e o grupo de Sharma (JIAO e SHARMA., 1994).

Desde o início dos anos 70 foram publicados vários artigos sobre a formação do reboco externo. Donaldson *et al.* (1977) conduziram experimentos fluindo sílica coloidal em suspensão através de três tipos de testemunhos originados dos arenitos Berea, Noxie e Cleveland. Seus resultados mostraram que as partículas inicialmente passam através das maiores aberturas no testemunho e são gradualmente retidas por uma combinação dos efeitos de entupimento. O completo tamponamento do testemunho parece ser uma combinação do entupimento interno dos poros com o reboco externo construído. Eles observaram que as maiores partículas iniciam a construção do reboco externo. Na maioria dos casos, o testemunho foi somente parcialmente entupido, e devido à formação do reboco na face externa restringir o fluxo das partículas em suspensão, ocorre o tamponamento total.

Pang e Sharma (1994) propuseram um modelo que avalia a filtração profunda e o reboco externo de forma simultânea. Os outros autores, quando avaliavam os dois efeitos, faziam de forma separada. Os autores tentaram determinar o tempo de transição usando o coeficiente de filtração por intermédio da simulação dinâmica de *Stokes* para aplicar o modelo da filtração profunda antes desse tempo, e depois do tempo de transição aplicar o modelo do reboco externo. Eles também calcularam o raio e a permeabilidade da zona danificada, e ainda testaram a qualidade da água, diferenciando quatro tipos de curvas com seus respectivos mecanismos de deposição. Postularam que inicialmente um reboco interno é formado. Com o aumento de partículas retidas na superfície da rocha haverá um momento onde pouquíssimas partículas poderão invadir a rocha, iniciando-se então, a formação de um reboco externo. O tempo de transição é atingido quando não há mais invasão de partículas na rocha, ou seja, o reboco interno é completamente formado. Sendo assim, o processo global de filtração foi aproximado aplicando-se um modelo para a formação do reboco interno antes do

tempo de transição e um modelo para a formação do reboco externo após o tempo de transição.

Testes realizados em testemunhos com condições operacionais típicas de esquemas de injeção mostram que a cobertura de superfície inicial acontece após a formação de pontes internas nas gargantas de poro (ROQUE et al., 1995). Assim, o limiar de não-filtração crítico é alcançado na redondeza da face de injeção e acontece após uma redução severa da filtração interna o que causa a transição para a formação do reboco externo.

Wennberg e Sharma (1997) postularam que o tempo de transição coincide com a deposição de uma fração crítica da porosidade de 50%. Silva et al. (2004) adotando a hipótese de porosidade crítica e utilizando o modelo de dano de formação, denominado de método de três pontos, puderam medir a fração crítica de porosidade. O método de três pontos foi desenvolvido no trabalho de Bedrikovetsky et al. (2001). A análise de dados experimentais publicados revelou um valor de porosidade crítica média de 10% (VAN et al., 1999; TRAN, 1998).

A formação de reboco externo está baseada na deposição multicamada das partículas suspensas que são levadas pelo fluxo permeante. Ainda que a observação experimental não indique que todas as partículas transportadas pelo fluxo permeante sejam depositadas a montante da interface entre o reboco e a face de filtração, autores diferentes tentaram explicar o transporte de partículas usando modelos físicos diferentes entre os quais podem-se citar os modelos que explicam o aumento de concentração das partículas depositadas baseados em osmose reversa induzida, baseado nas forças inerciais de elevação, baseados na difusão de Stokes-Einstein e baseados na difusão cisalhante (ALTMANN e RIPPERGER, 1997). Song e Elimelech (1995) introduziram um modelo geral que pode responder tanto pelo aumento de concentração de partículas na formação quanto para a formação de reboco externo em camadas considerando ambas as energias hidrodinâmicas e térmicas do sistema e identificando um número de filtração crítico apropriado.

Os trabalhos de Civan (1999) e Altmann e Ripperger (1997) mostram os cálculos das densidades de reboco utilizando um equilíbrio de forças e assumindo um fluxo penetrante médio constante ao longo do poço injetor ou ao longo de um canal em um laboratório. Assim, só podem ser aplicadas as predições obtidas a geometrias curtas onde uma velocidade constante de penetração é aplicável. Poços injetores longos perfurados em reservatórios espessos ou faces de fratura não podem ser modelados sem considerar que a concentração de partículas, a vazão transversal, a pressão de injeção e conseqüentemente a espessura do reboco variem com a distância.

Geralmente as distribuições de tamanho de partículas e de poros desempenham um papel fundamental no processo de crescimento do reboco. Quando a suspensão contém partículas de tamanhos diferentes, as partículas maiores formam o esqueleto do reboco externo e as menores podem ser transportadas e eventualmente capturadas no interior do reboco formado pelas partículas maiores. Simultaneamente, pode ocorrer a compactação do reboco devido ao efeito da força de arraste causada pelo fluxo da suspensão através do reboco. Conseqüentemente, ocorrem variações da porosidade, da permeabilidade e da espessura do reboco afetando o comportamento do processo de filtração (SANTOS, 2005).

Nos trabalhos citados anteriormente não é explicado o fenômeno observado em laboratórios que testam a filtração transversal. Na filtração transversal o reboco cresce até um determinado limite. Esta limitação no crescimento do reboco é denominada erosão de reboco e é referenciada no tópico a seguir.

2.3 - Erosão de reboco

É comum o aparecimento de reboco externo para esquemas típicos de poços injetores de água em reservatórios de petróleo. Analisando as forças atuantes nas partículas que constituem o reboco no poço injetor chega-se à indicação de que

as forças transversais de arraste são as prováveis candidatas para a limitação do reboco quando as densidades e as condições estão fixas. Na literatura, são propostas geometrias múltiplas para estudar a força de fricção entre partículas (O'NEILL, 1968). A geometria mais básica é a cúbica, que é usada por diversos autores (MACKLEY e SHERMAN, 1992; HONG et al., 1997; WEI-MING et al., 2002).

A pesquisa mais fundamental na formação de reboco externo pode ser achada nos campos de ciências de colóides e ciências de membranas onde os modelos fenomenológicos são substituídos pelos modelos fundamentais que incorporam análises de forças (JIAO e SHARMA., 1994; ALTMANN e RIPPERGER, 1997).

A liberação de partícula por rolamento foi discutida por (JIAO e SHARMA, 1994). A condição assumida de equilíbrio de partícula é a igualdade de momentos de todas as forças. A vantagem da abordagem por torque quando comparada com equilíbrio de força é que a condição de equilíbrio de força inclui o coeficiente de Coulomb de fricção seca que deveria ser obtido experimentalmente (O'NEILL, 1968); o modelo de torque contém o braço de alavanca que pode ser calculado facilmente para o sistema de partículas monodispersas.

No artigo de Al-Abduwani et al. (2005) o equilíbrio de forças para uma partícula da superfície de reboco é reunido com o equilíbrio de volume de água necessário para atingir o fluxo penetrante considerado. Assim é obtida uma equação diferencial ordinária capaz de reproduzir o perfil de espessuras de reboco, não uniforme, ao longo do poço injetor ou do canal em um laboratório. O modelo é desenvolvido para geometria de laboratório linear e para poços injetores com simetrias axiais. O coeficiente de fricção empírico formulado no equilíbrio de forças foi extraído das experiências publicadas em diversas áreas correlacionadas com a disciplina de filtração (ALTMANN e RIPPERGER, 1997; JIAO e SHARMA., 1994; STAMATAKIS e TIEN, 1993; LU e HWANG., 1995; AL-ABDUWANI et al., 2005). Não obstante, os valores obtidos do coeficiente de fricção diferem significativamente dos valores habituais de atrito seco.

No trabalho atual é aplicado o princípio de torque de equilíbrio e é apresentado o modelo para perfil de reboco estabilizado para geometria linear (laboratório) e para geometria radial (poços injetores). Este modelo foi ajustado através de dados de testes de laboratório publicados por outros autores. Finalmente, foi proposto um método para previsão de erosão de reboco. Foram obtidas soluções analíticas para ambos os modelos, e estas soluções permitiram a implementação em um software englobando todos os modelos.

Outro efeito importante na modelagem para a previsão da injetividade é a variação de mobilidades entre a água injetada e o óleo existente no reservatório. Este efeito é referenciado no tópico a seguir.

2.4 - Variação da mobilidade óleo-água

Nos tópicos anteriores foram mostrados muitos modelos diferentes para a análise da performance de um sistema de injeção de água. Tipicamente, estes modelos negligenciam o efeito da temperatura, o gradiente de saturação, ou ambos. (BEDRIKOVETSKI et al., 2003).

Normalmente a injetividade aumenta no princípio da injeção de água. Este aumento de injetividade acontece por causa da mobilidade comumente maior da água quando comparada à do óleo. Para analisar somente este efeito é necessário considerar que a água injetada é totalmente livre de impurezas. Durante a injeção de água livre de partículas em um reservatório saturado por óleo menos móvel que água, a relação de mobilidade total aumenta com o tempo devido ao deslocamento do fluido mais móvel através do menos móvel. Assim, a injetividade de um poço injetor aumenta durante a injeção de água sem partículas. A razão de mobilidades entre o óleo deslocado e a água injetada pode ser vista na Equação (9) (GOMES, 2003).

$$M = \frac{k_{rwo} \mathbf{m}_o}{\mathbf{m}_w k_{rowi}} > 1 \quad (9)$$

A Equação (9) mostra a influência da viscosidade da água na relação de mobilidade. A viscosidade de água varia com a temperatura. Esta variação pode alcançar um valor de três vezes quando considerarmos o aquecimento da água que foi resfriada a 10 °C no fundo do mar e será aquecida a 70 °C dentro do reservatório. Esta variação influencia a relação de mobilidade diretamente e, por conseguinte, a impedância, que é o diferencial de pressão requerido para injetar uma determinada vazão, dividido por esta vazão. O efeito da temperatura será analisado no Capítulo 4, No trabalho de Bedrikovetski et al. (2003) os autores calcularam a influência da variação da mobilidade na injetividade, mas consideraram que a temperatura da água injetada era igual à temperatura do reservatório.

O Apêndice C contém a dedução da equação para variação da impedância durante a injeção de água que usa a solução de Buckley-Leverett para um fluxo de simetria axial. A solução pode ser vista na expressão para variação de impedância durante injeção de água sem partículas:

$$J(t_D, T) = \frac{k_{rwo}}{M \ln(X_w)} \int_{X_w}^1 \frac{1}{x_D \Pi(s(X, t_D), T)} dX \quad (10)$$

Na Equação (10) o termo Π representa a mobilidade adimensional, que varia com a saturação e com a temperatura. Normalmente a mobilidade da água é maior do que a mobilidade do óleo no reservatório e para este caso, a aplicação da Equação (10) mostra que desde o princípio até o fim de injeção de água sem partículas, a injetividade aumenta com o tempo, tendendo assintoticamente ao inverso da relação de mobilidades. Assim, quando a razão de mobilidades é maior do que um, ou seja, reservatórios com óleos pesados, a impedância tem uma diminuição significativa com o passar do tempo (GOMES, 2003). Para deslocamento de óleos muito voláteis, cuja mobilidade seja inferior a um, a impedância aumenta com tempo. Gomes (2003) também concluiu que na maioria dos campos, o tempo requerido para a diminuição do índice de impedância para a metade é menor do que 0,01 Volume Poroso Injetado (V.P.I.). Depois de 0,01 V.P.I., a diminuição se torna mais lenta e a impedância tende para o valor assintótico que é igual ao inverso da fração de mobilidades, conforme resultado da Equação (10).

Para a análise dos efeitos da temperatura na injetividade, a referência mais utilizada foi Fayers (1962). Fayers (1962) criou uma extensão da teoria de fluxo fracionária de Buckley e Leveret (1942) para calcular a resposta de um gradiente térmico radial no reservatório. O trabalho de Fayers (1962) foi modelado matematicamente através de Karakas et al. (1986) e Hovdan (1986). Hovdan (1986) também usou esta solução, de fluidos incompressíveis, para derivar uma solução de pressão transitória para as fases iniciais de um teste de injeção de água fria. Embora a solução para o cálculo do avanço da frente de temperatura durante a injeção possa ser encontrada na literatura, esta influência não havia sido aplicada para a análise de injetividade em conjunto com outros fatores.

Em resumo, já foram publicados vários estudos referentes à previsão da injetividade de poços, porém, nenhum destes responderam pelos cinco efeitos mais importantes a serem considerados em um projeto típico de injeção de água com pressões abaixo da pressão de propagação de fraturas: filtração profunda, formação do reboco, erosão do reboco, variação de mobilidades e efeito da temperatura.

CAPÍTULO 3 - DECLÍNIO DA INJETIVIDADE DEVIDO À FILTRAÇÃO PROFUNDA E FORMAÇÃO DE REBOCO

Considere, inicialmente, o fluxo monofásico de uma suspensão aquosa que causa perda de injetividade devido à captura de partículas nos poços injetores. Mais adiante neste trabalho, serão combinados os efeitos de captura de partícula com o modelo de injeção de água fria e de variação de mobilidades.

Normalmente, a perda de injetividade devido a partículas suspensas acontece em duas fases: primeiro as partículas injetadas penetram no reservatório e são capturadas nos grãos da rocha causando uma redução na permeabilidade. Este processo é denominado de filtração profunda. Depois, ao se atingir o limite de percolação na face do meio poroso, as partículas retidas impedem a penetração de outras partículas no reservatório e assim se inicia o crescimento do reboco externo (Santos, 2005).

O modelo matemático para filtração profunda que responde ao dano de permeabilidade devido à retenção de partícula inclui equilíbrio de massa de partículas em suspensão e capturadas, a equação para cinética de captura de partícula e a lei de Darcy. O coeficiente de filtração se caracteriza pela intensidade da captura de partícula pela formação. O coeficiente de dano de formação mostra como a permeabilidade diminui devido à captura de partículas.

A solução analítica para filtração de partículas durante o fluxo através de um meio poroso com simetria axial foi obtida por Sharma et al, (1999). Esta solução

descreve a propagação da concentração de partículas suspensas $c(X_D, t_D)$ e a acumulação de partículas retidas $s(X_D, t_D)$.

O tempo de transição t_{tr} , entre a filtração profunda e a formação do reboco externo é determinado por:

$$t_{tr} = \frac{2a r_w}{I c^0 R_c^2} \quad (11)$$

onde, a é a fração crítica de porosidades, I o coeficiente de filtração e R_c o raio de contorno do reservatório. Esta equação mostra que ao longo do tempo de transição as partículas estarão preenchendo a fração crítica de porosidade.

Nesta tese será usado o índice de impedância adimensional que é igual à relação entre os índices de injetividade iniciais e atuais, (BEDRIKOVETSKI et al., 2003).

$$J(t_D) = \frac{II(t_D=0)}{II(t_D)} = \frac{q(t_D=0) \Delta p(t_D)}{q(t_D) \Delta p(t_D=0)} \quad (12)$$

A solução analítica do balanço de massa para as partículas suspensas, permite a derivação da equação exata para o cálculo do declínio da injetividade. A impedância apresenta grande correlação com uma função linear quando plotada no tempo adimensional t_D , para filtração profunda ou formação do reboco externo:

$$J_d(t_D) = \begin{cases} 1 + m t_D, & t_D < t_{trD} \\ 1 + m t_{trD} + m_c (t_D - t_{trD}), & t_D > t_{trD} \end{cases} \quad (13)$$

A inclinação da impedância m durante a filtração profunda é determinada através da equação:

$$m(I, \mathbf{b}) = -\frac{\mathbf{b} f c^0}{\ln X_w} I R_c \left(\begin{array}{l} \frac{1}{\sqrt{X_w}} - \exp(-I (R_c - r_w)) \\ - I R_c \exp(I r_w) \int_{I r_w}^{I R_c} \frac{\exp(-u)}{u} du \end{array} \right) \quad (14)$$

onde, I é o coeficiente filtração, \mathbf{b} é o coeficiente de dano de formação, R_c é o raio de contorno do reservatório, f é a porosidade da formação, c^0 é a concentração permeabilidade do reboco e X_w é o raio adimensional do poço.

A inclinação do aumento da impedância durante a formação de reboco externo é dada por:

$$m_c = \frac{k k_{r_{wor}} f c^0}{k_c (1-f_c) X_w (-\ln X_w)} \quad (15)$$

onde, k é a permeabilidade da formação, $k_{r_{wor}}$ é a permeabilidade relativa à água na condição de óleo residual e k_c é a permeabilidade do reboco.

A Figura 1 apresenta o índice de crescimento da impedância durante a filtração profunda para quatro valores de coeficientes de filtração e de dano à formação. As curvas 1, 2, 3 e 4 na Figura 1 correspondem a $I = 20 \text{ l/m}$, $\mathbf{b} = 50$; $I = 100 \text{ l/m}$, $\mathbf{b} = 50$; $I = 20 \text{ l/m}$, $\mathbf{b} = 1000$; e $I = 100 \text{ l/m}$, $\mathbf{b} = 1000$, respectivamente. Os outros parâmetros são os mesmos para os quatro casos mencionados acima: $r_w = 0,1 \text{ m}$; $R_c = 500 \text{ m}$; $c^0 = 0,5 \text{ ppm}$; $f = 0,3$ e $k = 2 \text{ D}$.

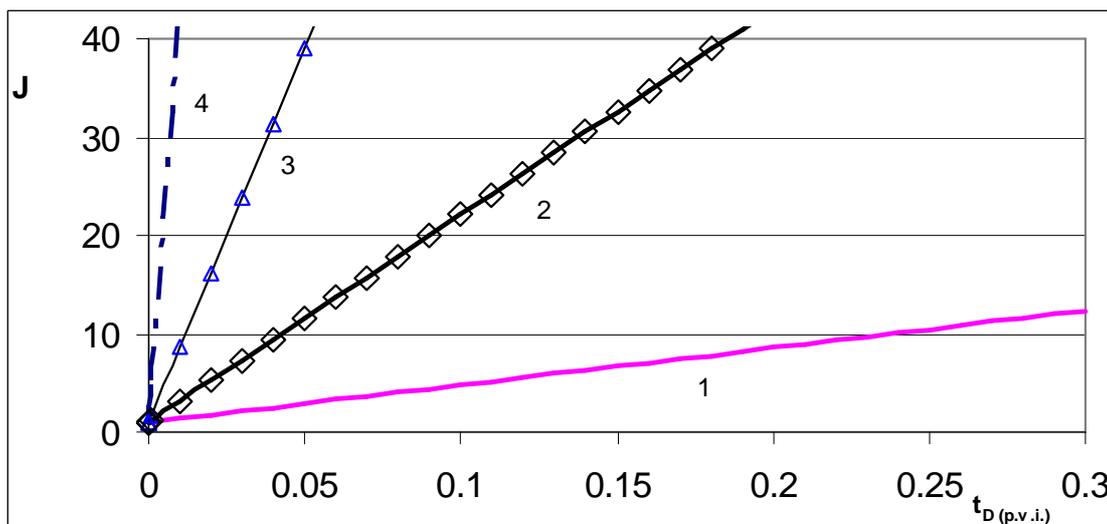


Figura 1. Crescimento da Impedância relacionado com a filtração profunda, para diferentes coeficientes de filtração e de dano de formação, 1) $I=20$ 1/m, $b=50$; 2) $I=100$ 1/m, $b=50$; 3) $I=20$ 1/m, $b=1000$ e 4) $I=100$ 1/m, $b=1000$.

O aumento de qualquer coeficiente de dano de formação ou coeficiente de filtração resulta em aumento de dano de formação. O declínio de injetividade é afetado pelo coeficiente de dano de formação mais fortemente do que pelo coeficiente de filtração.

A Figura 2 mostra a variação de impedância durante a filtração profunda e formação de reboco externo de filtro para três casos: baixo dano de formação ($I=20$ 1/m, $b=50$ e $kc=1$ mD), curva 1; dano de formação médio ($I=50$ 1/m, $b=500$ e $kc=0,1$ mD), curva 2 e dano de formação alto ($I=100$ 1/m, $b=1000$, $kc=0,05$ mD), curva 3. É assumido que a porosidade de reboco externo é conhecida. Em todos os casos: $c^0=0,2$. A transição nas curvas 1, 2 e 3 ocorrem nos tempos $0,008$ V.P.I., $0,0032$ V.P.I. e $0,0016$ V.P.I., respectivamente.

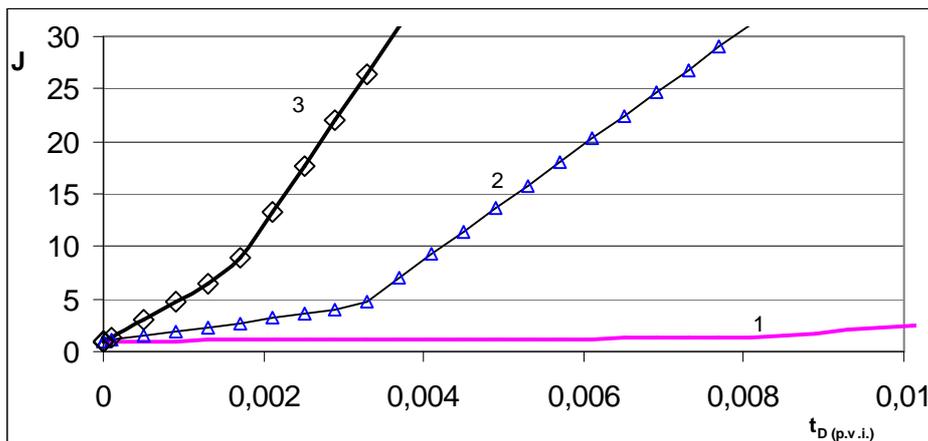


Figura 2. Crescimento de Impedância relacionado com a filtração profunda e formação de reboco externo, para diferentes coeficientes de filtração e de dano de formação e permeabilidade do reboco. 1) baixo dano de formação ($l=20$ 1/m, $b=50$ e $k_c=1$ mD); 2) médio dano de formação ($l=50$ 1/m, $b=500$ e $k_c=0,1$ mD) e 3) alto dano de formação ($l=100$ 1/m, $b=1000$ e $k_c=0,05$ mD).

Na Figura 2, cada uma das curvas de impedância $J(T)$, consiste de dois intervalos. O primeiro corresponde ao aumento da impedância devido à filtração profunda; o segundo trecho, também linear e normalmente com maior inclinação, corresponde ao crescimento do reboco externo.

CAPÍTULO 4 - RAIOS DA ZONA DE DANO DE FORMAÇÃO

Nesta tese, o desenvolvimento dos cálculos para a determinação do raio de dano permite a separação das integrais referentes ao fluxo bifásico das referentes das integrais necessárias para calcular os danos na formação, conforme descrito no capítulo 6. Outro aspecto importante do desenvolvimento dos cálculos sobre o raio de dano é a necessidade de conhecimento da profundidade do dano para possibilitar a determinação do melhor método de estimulação dos poços e da quantidade ideal de recursos para a sua remoção.

O cálculo do raio de dano foi executado por três maneiras diferentes, a saber:

1. Pela penetração média das partículas em suspensão;
2. Pelo raio que causa um erro desprezível no cálculo da impedância;
3. Pelo raio que causa um erro desprezível no cálculo da impedância simplificado.

Os cálculos foram executados conforme a seguir.

4.1 - Raio médio de penetração das partículas

O raio médio de penetração das partículas é obtido através da equação da concentração média das partículas suspensas nos poros da rocha durante a injeção, conforme a seguir:

$$\langle r_d^c \rangle = \frac{\int_{r_w}^R c(r,t) r^2 dr}{\int_{r_w}^R c(r,t) r dr} \quad (16)$$

Onde $c(r,t)$ é a concentração de partículas suspensas pode ser calculada pela Equação (17), considerando que as partículas já atingiram o limite do raio de dano:

$$C(X_D, t_D) = \exp\left[-I R_c \left(\sqrt{X_D} - \sqrt{X_w}\right)\right] \quad (17)$$

Substituindo a expressão para concentração, Equação (17), na Equação (16) e resolvendo as integrais, obtém-se o raio médio de penetração das partículas:

$$\langle r_d^c \rangle = \frac{-e^{-I.R} \cdot (I^2 \cdot R_c^2 + 2 \cdot R_c \cdot I + 2) + e^{-I \cdot r_w} \cdot (I^2 \cdot r_w^2 + 2 \cdot I \cdot r_w + 2)}{-e^{-I.R} \cdot (I^2 \cdot R_c + I) + e^{-I \cdot r_w} \cdot (I^2 \cdot r_w + I)} \quad (18)$$

Os parâmetros na Equação (18) variam nos seguintes intervalos: o coeficiente de filtração λ varia entre 1 l/m e 300 l/m ; o raio do poço r_w , praticamente não varia de ordem de grandeza e pode ser considerado como sendo $0,1 \text{ m}$. Portanto o produto do coeficiente de filtração e o raio do poço λr_w , varia nos limites $0,1$ e 30 , O raio de drenagem do reservatório tipicamente varia entre 100 m e 1000 m . Assim, as seguintes simplificações podem ser feitas:

$$-e^{-I.R_c} \cdot (I^2.R_c^2 + 2.R_c.I + 2) \rightarrow 0 \quad (19)$$

$$-e^{-I.R_c} \cdot (I^2.R_c + I) \rightarrow 0 \quad (20)$$

Substituindo as simplificações mostradas nas Equações (19) e (20) na Equação (18) se obtém a expressão para o cálculo do raio médio da penetração das partículas dependendo somente do produto adimensional do coeficiente de filtração e o raio do poço λr_w ,

$$\frac{\langle r_d^c \rangle}{r_w} = \frac{2}{I r_w} + \frac{I r_w}{I r_w + 1} \quad (21)$$

O comportamento do raio de dano adimensional pode ser visto na Figura 3:

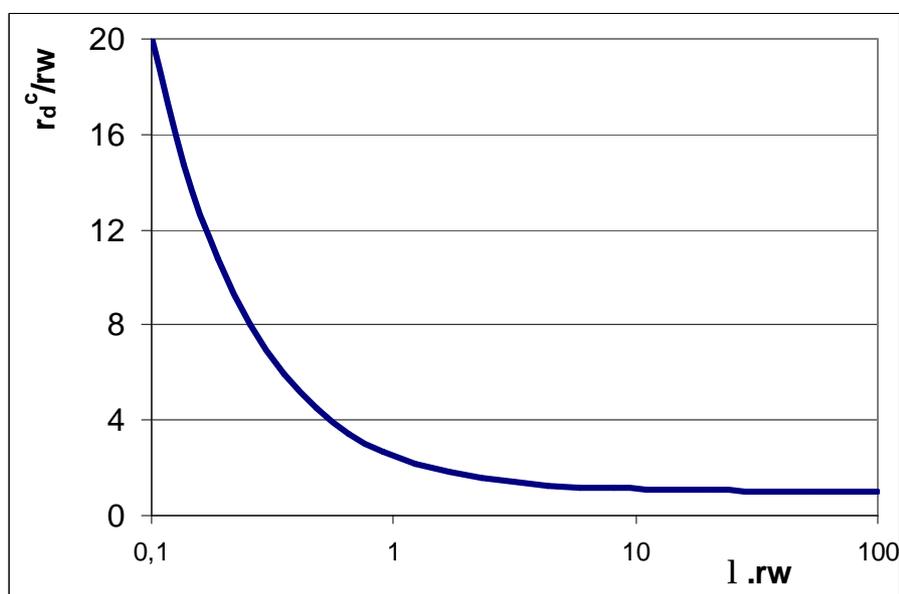


Figura 3. Raio do dano calculado pelo raio médio da penetração das partículas suspensas.

Conforme pode ser visto, o raio de dano calculado por este método dificilmente ultrapassa o valor de 10 raios de poço. Considerando um poço normal com raio 0,1 m, pode-se notar que o raio de dano é normalmente inferior a 1 metro.

4.2 - Raio de dano que causa erro desprezível no cálculo da impedância.

O raio de dano de formação pode ser calculado como o raio em que ocorre o dano. Este cálculo é feito considerando um raio de dano tal que para uma distância maior do que este raio, as partículas depositadas tenham uma influência desprezível no cálculo da impedância da injeção.

Assim, considerando que a impedância é calculada utilizando a Equação (22), pode-se calcular o erro absoluto na impedância pela Equação (23):

$$J_d(t_D, X_D) = 1 - \frac{\mathbf{bf}(1-s_{or})c^0}{\ln X_w} \int_{X_w}^{X_D} \frac{\mathbf{s}(X, t_D)}{X} dX \quad (22)$$

$$J_d(t_D, 1) - J_d(t_D, X_d) = - \frac{\mathbf{bf}(1-s_{or})c^0}{\ln X_w} \int_{X_d}^1 \frac{\mathbf{s}(X, t_D)}{X} dX \quad (23)$$

A partir das Equações acima, chega-se na definição do erro relativo ao cálculo do raio de dano de formação, que por sua vez, causa erro desprezível no cálculo da impedância:

$$\langle r_d^j \rangle = \frac{- \frac{\mathbf{bf}(1-s_{or})c^0}{\ln X_w} \int_{X_d}^1 \frac{\mathbf{s}(X, t_D)}{X} dX}{1 - \frac{\mathbf{bf}(1-s_{or})c^0}{\ln X_w} \int_{X_w}^1 \frac{\mathbf{s}(X, t_D)}{X} dX} < e \quad (24)$$

A deposição de partículas pode ser calculada pela Equação (25)

$$s(X_D, t_D) = \frac{I R_c}{2\sqrt{X_D}} \exp(-I R_c (\sqrt{X_D} - \sqrt{X_w})) (t_D - X_D + X_w) \quad (25)$$

Substituindo a Equação (25) na Equação (22) e resolvendo a integral chega-se na expressão para o cálculo da impedância:

$$J_d(t_D) = 1 - \frac{bf(1-s_{or})c^0}{\ln X_w} I R \exp(I r_w) * \left(\begin{array}{l} -\frac{\exp(-I R \sqrt{t_D + X_w})}{\sqrt{t_D + X_w}} \\ + \frac{\exp(-I r_w)}{\sqrt{X_w}} \\ - I R \int_{I r_w}^{I R \sqrt{t_D + X_w}} \frac{\exp(-u)}{u} du \end{array} \right) + \frac{\exp(-I R \sqrt{t_D + X_w})}{I R} - \frac{\exp(-I r_w)}{I R} \quad (26)$$

Substituindo a expressão obtida na Equação (26), na Equação (24) chega ao cálculo do raio de dano de formação que causa erro desprezível no cálculo da impedância:

$$\langle r_d^J \rangle = \frac{-\frac{bf(1-s_{or})c^0 I R_c \exp(I r_w)}{\ln X_w} \left[\begin{array}{l} \left(\begin{array}{l} t_D + \\ X_w \end{array} \right) \left(\begin{array}{l} -e^{-I.R_c} + \frac{e^{-I.r_d}}{X_d} \\ -I.R_c \int_{X_d}^1 \frac{e^{-u}}{u} du \end{array} \right) + \left(\begin{array}{l} \frac{e^{-I.R_c}}{I R_c} \\ -\frac{e^{-I.r_d}}{I.R_c} \end{array} \right) \end{array} \right]}{1 - \frac{bf(1-s_{or})c^0 I R_c \exp(I r_w)}{\ln X_w} \left[\begin{array}{l} \left(\begin{array}{l} t_D + \\ X_w \end{array} \right) \left(\begin{array}{l} -e^{-I.R_c} + \frac{e^{-I.r_w}}{X_w} \\ -I.R_c \int_{X_w}^1 \frac{e^{-u}}{u} du \end{array} \right) + \left(\begin{array}{l} \frac{e^{-I.R_c}}{I R_c} \\ -\frac{e^{-I.r_w}}{I.R_c} \end{array} \right) \end{array} \right]} \quad (27)$$

Os parâmetros da Equação (27) variam nos seguintes intervalos: o coeficiente de filtração λ varia entre 1 l/m e 300 l/m ; o raio do poço r_w , praticamente não varia de ordem de grandeza e pode ser considerado como sendo $0,1 \text{ m}$. Portanto, o produto do coeficiente de filtração pelo raio do poço λr_w , varia nos limites $0,1$ e 30 . O raio de drenagem do reservatório tipicamente varia entre 100 m e 1000 m . Assim, as seguintes simplificações podem ser feitas:

$$\frac{e^{-1.R_C}}{1.R_C} - \frac{e^{-1.r_d}}{1.R_C} \rightarrow 0 \quad (28)$$

e também:

$$\frac{e^{-1.R_C}}{1.R_C} - \frac{e^{-1.r_w}}{1.R_C} \rightarrow 0 \quad (29)$$

Executando as simplificações indicadas nas Equações (28) e (29), chega-se na expressão utilizada para o cálculo do raio de dano de formação que causa erro desprezível no cálculo da impedância:

$$\langle r_d^J \rangle = \frac{- \left[\left(\frac{t_D +}{X_w} \right) \left(-e^{-1.R_C} + \frac{e^{-1.r_d}}{X_d} \right) \right]}{\frac{1}{\ln X_w} - \left[\left(\frac{t_D +}{X_w} \right) \left(-e^{-1.R_C} + \frac{e^{-1.r_w}}{X_w} \right) \right]} < e \quad (30)$$

O resultado da Equação (30) está plotado na Figura 4, nas faixas normalmente encontradas.

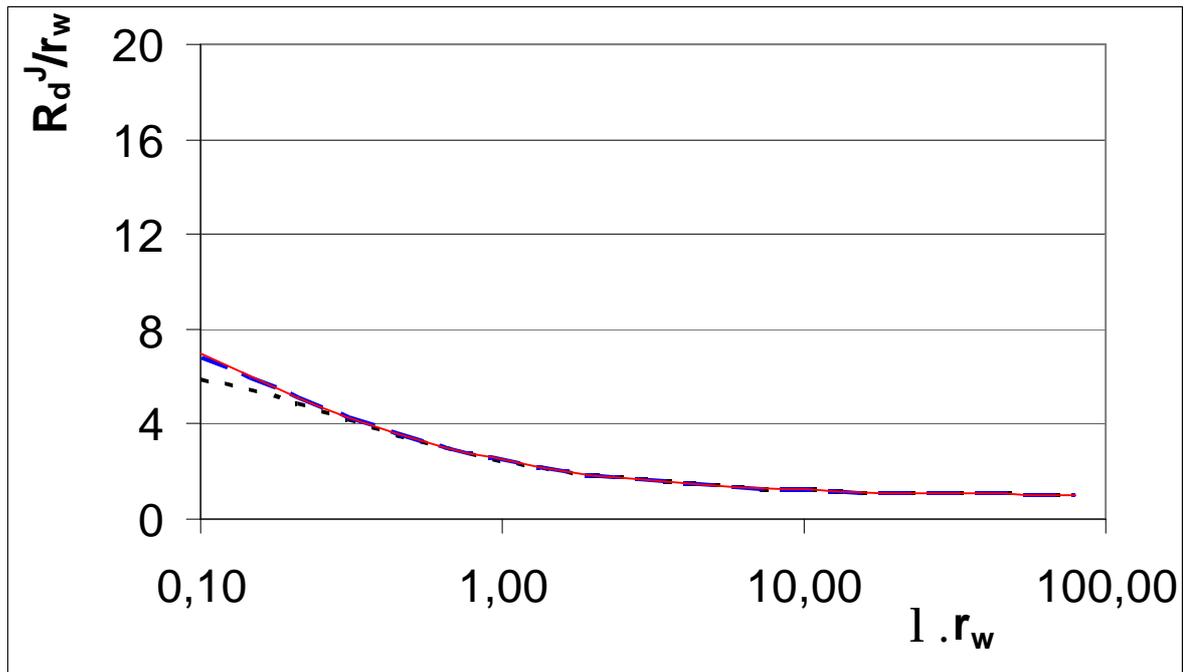


Figura 4. Raio do dano calculado pelo erro desprezível no cálculo da impedância. Considerando que o erro ϵ é 0,1 e que na curva pontilhada o coeficiente de dano b é 10, na curva tracejada $b = 100$ e na curva contínua $b = 1000$,

A curva mostrada na Figura 4 é quase independente do coeficiente de dano de formação b , com exceção dos resultados para o produto do coeficiente de filtração pelo raio do poço $l \cdot r_w$ para valores menores que 1.

4.3 - Raio de dano calculado pela simplificação no cálculo da impedância

Como se nota na Figura 4 para valores maiores que 1, a influência do coeficiente de dano no raio de dano é desprezível. Esta constatação é representada pelo resultado da Equação (31), que é um termo da Equação (30).

$$\frac{1}{bf(1-s_{or})c^0} \rightarrow 0 \quad (31)$$

$$\ln X_w$$

Simplificando a Equação (30) com a Equação (31) o raio de dano pode ser calculado como:

$$\langle r_d^s \rangle = \frac{-e^{-l.R_C} + \frac{e^{-l.r_d}}{X_d} - l.R_C \int_{X_d}^1 \frac{e^{-u}}{u} du}{-e^{-l.R_C} + \frac{e^{-l.r_w}}{X_w} - l.R_C \int_{X_w}^1 \frac{e^{-u}}{u} du} < e \quad (32)$$

Como se pode notar, a simplificação no cálculo do raio de dano independe do coeficiente do dano de formação e do tempo.

O resultado da Equação (32) está plotado na Figura 5, nas faixas normalmente encontradas.

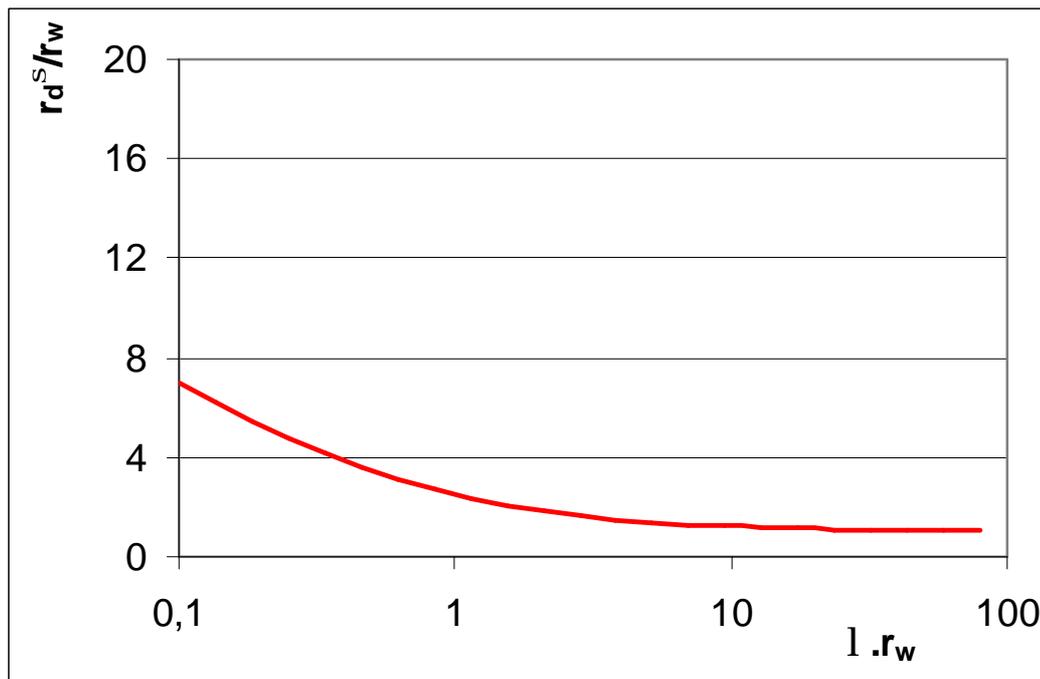


Figura 5. Raio do dano calculado pela simplificação no cálculo da impedância, erro = 0,1,

O resultado obtido na Figura 5 é prontamente comparável com o resultado sem simplificações fornecendo um ajuste perfeito para altos valores de coeficientes de danos de formação, **b**.

4.4 - Comparação entre os três métodos e equação recomendada

Os três métodos podem ser colocados juntos, utilizando o mesmo erro para todos os casos, conforme mostrado na Figura 6:

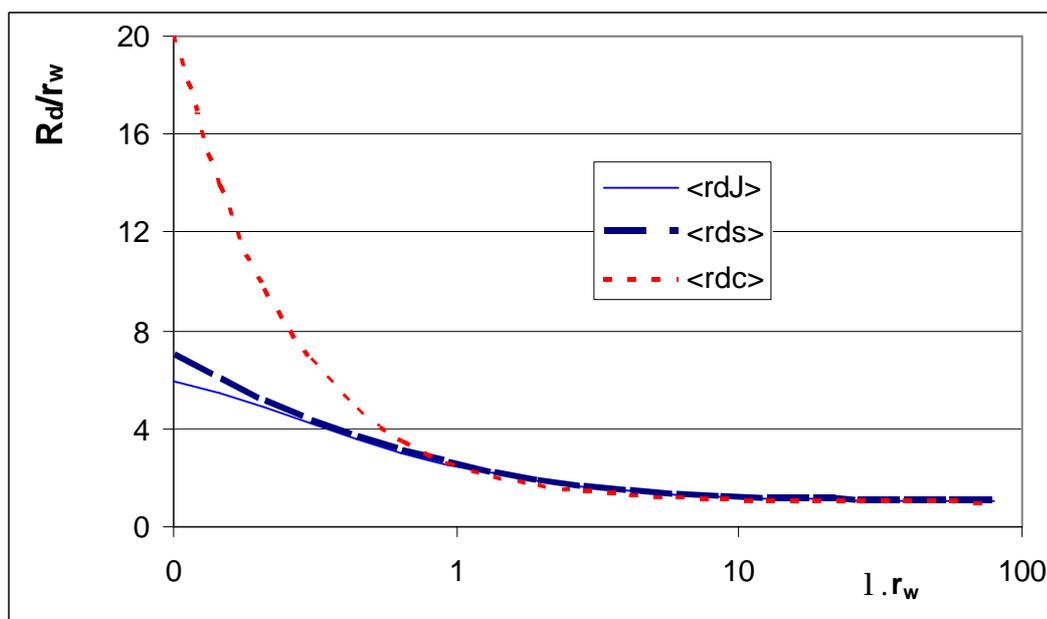


Figura 6. Raio do dano calculado pelos três métodos e considerando que o erro desprezível é 0,1, A curva pontilhada, raio médio de penetração das partículas; curva contínua o raio de dano que acarreta um erro desprezível no cálculo da impedância, $b=10$ e a curva tracejada, o raio de dano que causa um erro desprezível na impedância calculada de maneira simplificada.

Entre os três métodos mostrados, o que fornece o maior raio de dano é o que é calculado pelo raio da concentração média das partículas dentro do meio poroso. Este resultado é lógico, pois, para a geometria radial à medida que a partícula se afasta do poço a influência desta partícula na impedância diminui.

Com estas considerações, fica claro que a equação recomendada para o cálculo da impedância é a equação simplificada, Equação (32), pois os seus resultados são compatíveis com o cálculo mais preciso e independem do coeficiente de dano de formação b . Em comparação com o cálculo de penetração média de partículas, o cálculo feito pela Equação (32) mede diretamente a influência das partículas na impedância, que é o que busca.

É necessário notar que a maioria das partículas estará sendo depositada fora do raio de dano, pois o cálculo simplificado resulta em raios de dano menores do que a penetração média. Fisicamente este fato é explicado pelo maior dano causado pelas partículas próximas ao poço.

Mesmo considerando o cálculo mais rigoroso, o raio de dano tem dimensões de duas a três ordens de grandeza inferiores às dimensões de reservatórios. Este fato permite a separação entre os cálculos da variação de mobilidades e os cálculos do dano de formação, conforme será mostrado nos próximos capítulos.

CAPÍTULO 5 - AUMENTO DA INJETIVIDADE DURANTE INJEÇÃO DE ÁGUA FRIA

Normalmente a injetividade aumenta no princípio de injeção de água, quando a injeção é feita na zona portadora de óleo. Este aumento de injetividade acontece em razão da maior mobilidade da água relativa ao óleo. Em muitos campos produtores de petróleo, a injeção de água é iniciada durante as fases iniciais de desenvolvimento do reservatório. Se corretamente interpretado, o comportamento da pressão retirando o efeito de dano por partículas, pode dar informações sobre o avanço da frente de água, saturação de óleo residual, características de fluxo da formação original e da zona danificada próxima ao poço e velocidade de avanço da frente de água com baixa temperatura.

Em um sistema de injeção de água o fluido injetado tem normalmente uma temperatura diferente da temperatura inicial do reservatório. Durante a injeção de água fria, uma frente de saturação e outra de temperatura se propagam no reservatório. Além disso, um gradiente de saturação é estabelecido no reservatório. A saturação de água é mais alta perto do poço injetor e diminui com a distância. À frente da zona invadida pela água está a região não lavada que forma um banco de óleo com saturação de água do reservatório no estado inicial. Da mesma forma, a temperatura da região ainda não atingida pela frente de temperatura mantém-se com a sua temperatura original. Um esquema típico de injeção offshore está mostrado na Figura 7.

Na figura 7, o eixo X representa a distância entre o poço injetor e o poço produtor. X_W representa o raio do poço injetor, X_{D3} representa o raio da frente de temperatura e X_{D2} representa o raio da frente de água.

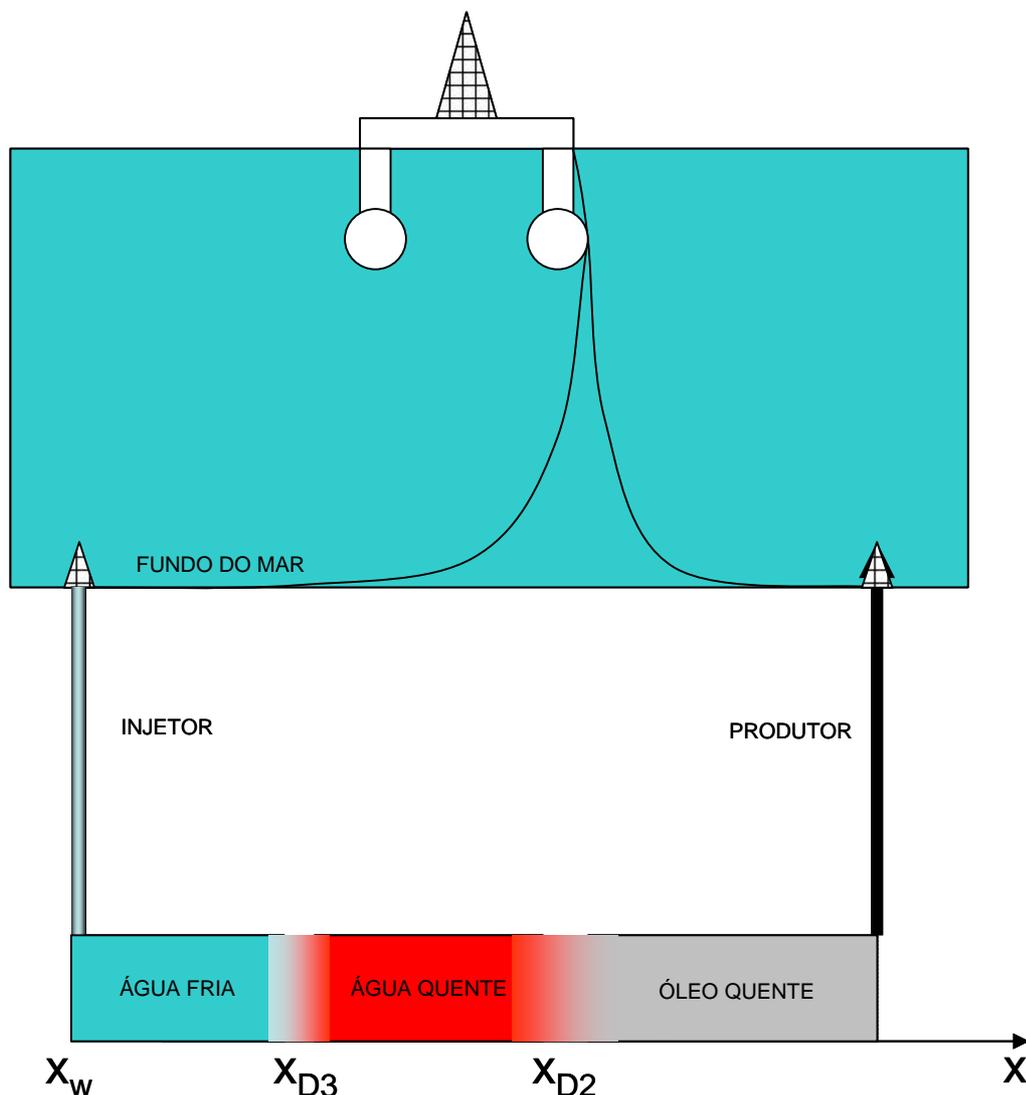


Figura 7. Esquema de um sistema de injeção de água fria.

Para a interpretação dos dados de pressão de poço, a propriedade do fluido mais importante, dependente da temperatura, é a viscosidade. As viscosidades do óleo e da água podem mudar por até uma ordem de magnitude com as mudanças de temperatura normalmente encontradas em campos de petróleo. Este efeito, causado pela temperatura, tem grande influência na mobilidade dos fluidos e, conseqüentemente, no gradiente de saturação e na resposta de pressão transiente. A mobilidade total muda continuamente na região invadida e deve ser considerada para a modelagem do reservatório e interpretação de dados de pressão.

Neste capítulo é considerado que não existem partículas na água de injeção. Esta consideração é usada para calcular apenas a influência de mudança de mobilidade na injetividade.

Para calcular o perfil de saturação e o perfil de temperatura, são utilizadas as equações apresentadas no apêndice C, que possuem como dados de entrada o fluxo fracionário do fluido injetado relativo ao fluido do reservatório, e as relações de calores específicos, como mostrado em Bratvold e Horne (1988). O cálculo do está mostrado no esquema da Figura 8, ver Apêndice C.

Na Figura 8, está mostrada a solução gráfico-analítica para deslocamento de óleo quente através de água fria. Esta figura possui dois gráficos interligados.

No gráfico superior estão mostradas as curvas de fluxo fracionário. A curva superior representa o fluxo fracionário variando com a saturação, para fluidos na temperatura do reservatório. A curva inferior representa o fluxo fracionário variando com a saturação para fluidos mais frios, ou seja, na temperatura da água injetada. As duas tangentes representam as velocidades das frentes de avanço de água, D2 e da frente de temperatura D3,

No gráfico inferior está mostrado o perfil de saturação para injeção não isotérmica (linha sólida) e para injeção isotérmica (linha pontilhada) variando com a velocidade da frente de avanço. O eixo f representa o fluxo fracionário e o eixo S representa a saturação de água. Os pontos da curva b) mais distantes do poço injetor e que não foram atingidos pela velocidade D3 continuam na temperatura original do reservatório. Os pontos que já foram ultrapassados pela velocidade D3, têm a sua temperatura igual à temperatura da água injetada.

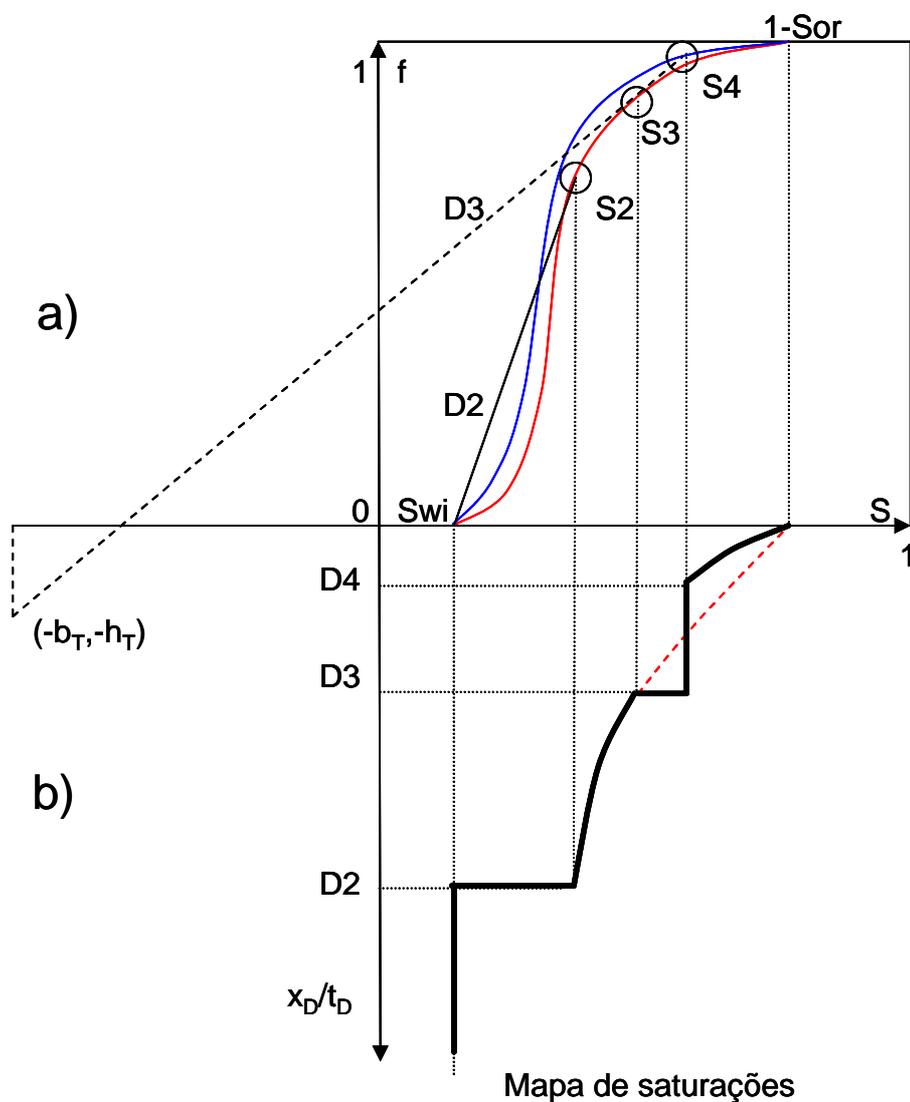


Figura 8. Solução gráfico-analítica para deslocamento de óleo quente através de água fria; a) curvas de fluxo fracionário para fluidos quentes e frios, inferior e superior, respectivamente; b) perfil de saturação para injeção não isotérmica (linha sólida) e para injeção isotérmica (linha pontilhada).

O fluxo fracionário depende da saturação. Em um reservatório linear, o deslocamento térmico considera que D_2 é a velocidade da frente de avanço da água e D_3 é a velocidade da frente de avanço da temperatura.

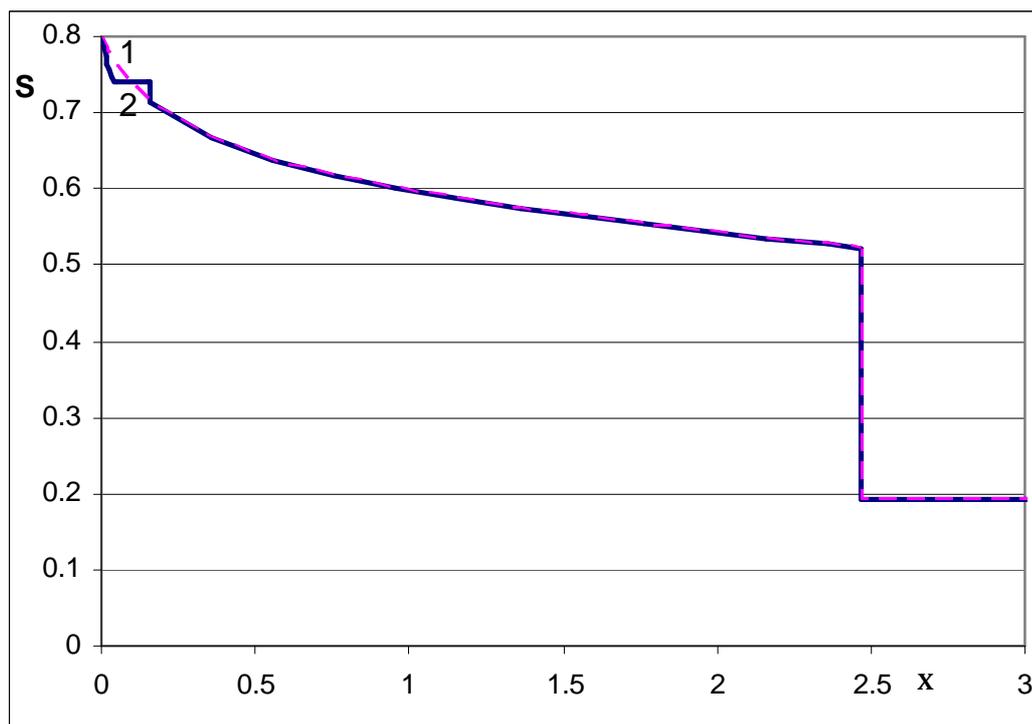


Figura 9. Variação de perfil de saturação durante injeção de água no tempo 3 V.P.I: 1) injeção isotérmica, linha tracejada e 2) injeção com mobilidade e temperatura diferentes das mobilidades e temperaturas originais do reservatório, linha contínua.

Como a saturação depende da distância dividida pelo tempo, foi criada a variável x para representar a variação de saturação. A variável x é a fração da distância de injeção pelo tempo em V.P.I. Um exemplo deste cálculo está mostrado na Figura 9.

Durante a injeção de água livre de partículas em um reservatório saturado por óleo com menor mobilidade que a água, a relação de mobilidade total aumenta com o tempo devido ao deslocamento do fluido de menor mobilidade através do de maior mobilidade. Assim, a injetividade aumenta durante a injeção de água sem que haja dano:

$$M = \frac{k_{rwo}}{m_w} \frac{m_o}{k_{rowi}} > 1 \quad (33)$$

O Apêndice C contém a dedução da equação para variação de índice de impedância durante injeção de água que usa a solução de Buckley e Leverett (1942) para fluxo com simetria axial.

A Equação (33) mostra a influência da viscosidade da água na relação de mobilidade. A viscosidade da água varia com a temperatura. Esta variação pode alcançar um valor de três vezes quando considerarmos o aquecimento da água que foi resfriada a 10 °C no fundo do mar e será aquecida a 70 °C dentro do reservatório. Esta variação influencia a relação de mobilidade diretamente e, por conseguinte, a impedância, como mostrado na Figura 10,

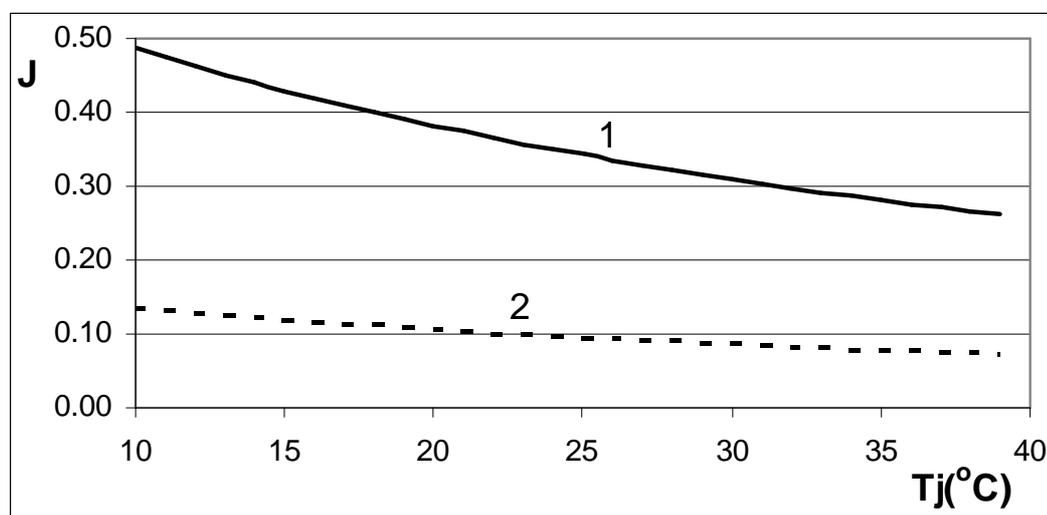


Figura 10. Efeito da temperatura de injeção na impedância do reservatório completamente lavado considerando somente o efeito de mobilidade. 1) 30°API e 2) 20°API.

A influência de temperatura de água de injeção na impedância está mostrada na Figura 11, Quanto menor a diferença de temperatura da água injetada com a temperatura original do reservatório, maior será o efeito da diferença de mobilidades.

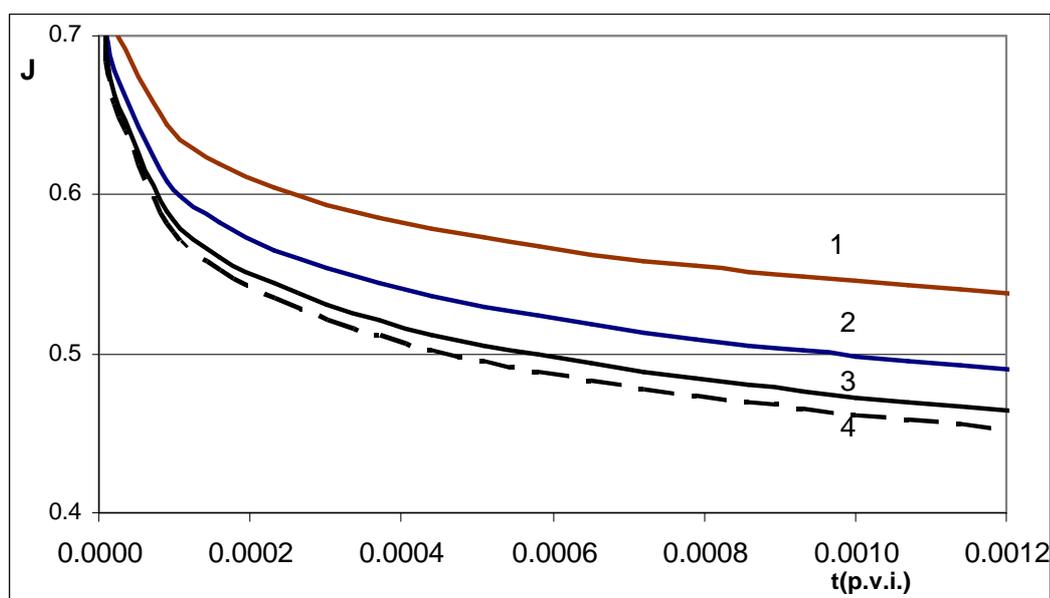


Figura 11. Dependência de Impedância com temperatura de água de injeção. 1) 20°C; 2) 40°C; 3) 60°C e 4) Água injetada na temperatura de reservatório, 80°C (linha tracejada).

Na Figura 11 pode-se notar que quanto mais próxima a temperatura da água injetada estiver da temperatura de reservatório, mais próxima a impedância vai estar da impedância calculada sem considerar os efeitos térmicos.

Na Figura 12 está mostrado o resultado da simulação da impedância de um mesmo reservatório, com injeção de água sem partículas, e fluidos com diferentes relações de mobilidade.

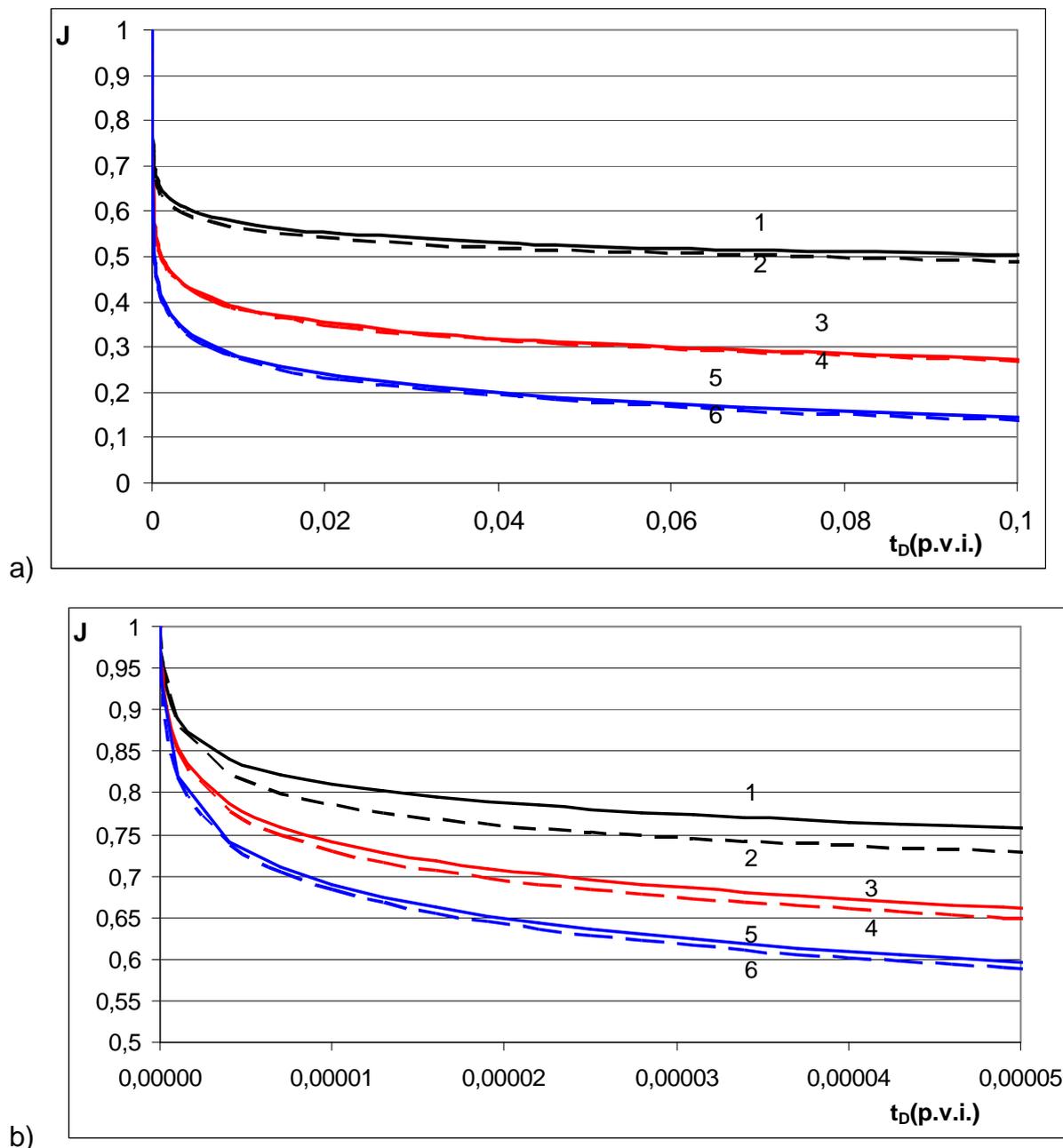


Figura 12. Variação da impedância durante injeção de água para relações de mobilidade diferentes; a) em 0,1 V.P.I.; b) 0,00005 V.P.I. 1) $M=2$, água fria; 2) $M=2$, isotérmico; 3) $M=5$, água fria; 4) $M=5$, isotérmico; 5) $M=20$, água fria; 6) $M=20$, isotérmico.

Para a injeção de água sem partículas em reservatórios com óleo de menor mobilidade que a da água, a injetividade sempre aumenta com o tempo de operação. A injetividade tende assintoticamente para o inverso da relação de mobilidades. Assim, para deslocamento de óleos voláteis com $M < 1$, a impedância aumenta com tempo. Para óleos pesados a razão de mobilidades pode atingir

valores de 5 ou mais, fazendo com que a impedância tenha diminuições significativas.

Deve-se mencionar que o tempo requerido para a diminuição do índice de impedância para a metade é, na maioria dos campos, menor do que 0,01 V.P.I. Depois, a diminuição se torna mais lenta e a impedância tende para o valor assintótico que é igual ao inverso da fração de mobilidades. Para maiores variações na relação de mobilidade, o tempo para diminuição do índice de impedância pode ser visto na Figura 13,

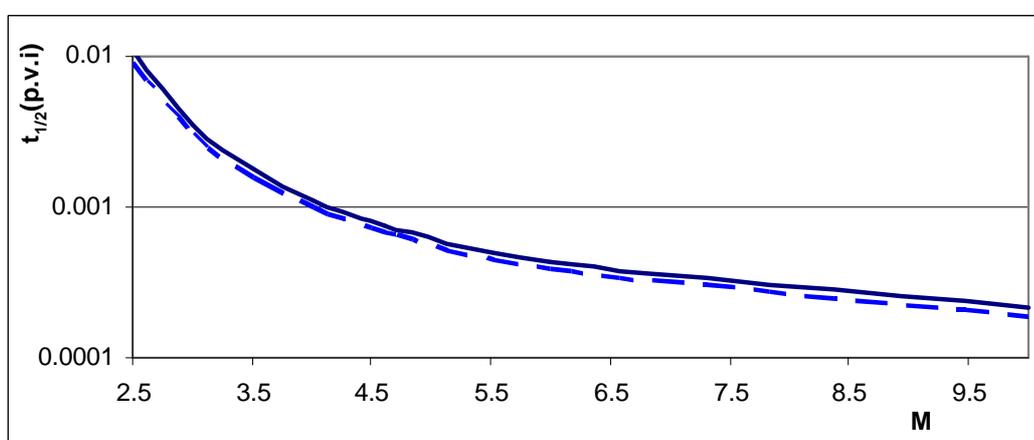


Figura 13. Tempo para diminuição do índice de impedância para a metade do valor original, considerando: efeitos térmicos (linha contínua) e injeção isotérmica (linha tracejada).

Conforme foi visto neste capítulo, a variação das mobilidades tem uma grande influência na previsão da injetividade mas a água injetada sempre causa dano de formação. Portanto para melhorar os cálculos é necessário considerar os dois efeitos.

Na Figura 14 esta mostrado um esquema de um reservatório com as dimensões das frentes de temperatura e das variações das saturações necessárias para calcular a impedância de um poço injetor.

O dano de formação devido às partículas injetadas acontece em uma região próxima aos poços injetores. O dano ocorre em uma zona com raio inferior ao raio de dano, r_d , como mostrado no capítulo 5 e raramente excede 1 m. Pode-se assumir que a saturação de óleo na vizinhança do poço é igual ao seu valor residual, S_{or} . Esta consideração permite a separação dos efeitos de dano causado pelas partículas suspensas dos efeitos devidos a variação da mobilidade. A Equação (34) descreve a variação de índice de impedância devida a ambos os efeitos:

$$J(t_D) = \begin{cases} J_{BT}(t_D) + \frac{m}{M} t_D, & t_D < t_{irD} \\ J_{BT}(t_D) + \frac{1}{M} [m t_{irD} + m_c (t_D - t_{irD})], & t_D > t_{irD} \end{cases} \quad (34)$$

O primeiro termo da Equação (34), J_{BT} , descreve a variação de injetividade durante injeção de água sem partículas com efeito térmico e pode estar aumentando ou diminuindo com tempo, dependendo da relação de mobilidade M , conforme o valor de M exceder a unidade ou não.

O segundo termo, que está dividido pela de relação de mobilidades M , descreve o aumento de impedância devido à captura de partículas. A inclinação da curva de impedância para filtração profunda é sempre positiva. A queda de pressão inicial durante o deslocamento de óleo através da água é determinada pela mobilidade do óleo na presença de água conata.

A taxa de crescimento da impedância, isto é, a inclinação da curva de impedância, para filtração profunda de uma suspensão de partículas e a formação de reboco externo são respectivamente m e m_c . Quando consideram-se os efeitos

bifásicos para injeção de água com suspensão de partículas estas taxas são m/M e mc/M .

Depois da injeção de 0,2 volumes porosos, a impedância para injeção de água sem dano chega bem próximo ao valor $1/M$, assim a função $J_{BT}(t_D)$ na Equação (34) pode ser aproximada através de termo $1/M$, independente do tempo.

Devido à variação de mobilidades entre o óleo e a água, ocorre a diminuição da impedância durante injeção de água sem dano. Com a perda de permeabilidade e o crescimento do reboco externo ocorre um aumento de impedância, $J(t_D)$ que com o tempo excederá seu valor inicial.

A consideração dos efeitos em conjunto está mostrada na Figura 15.

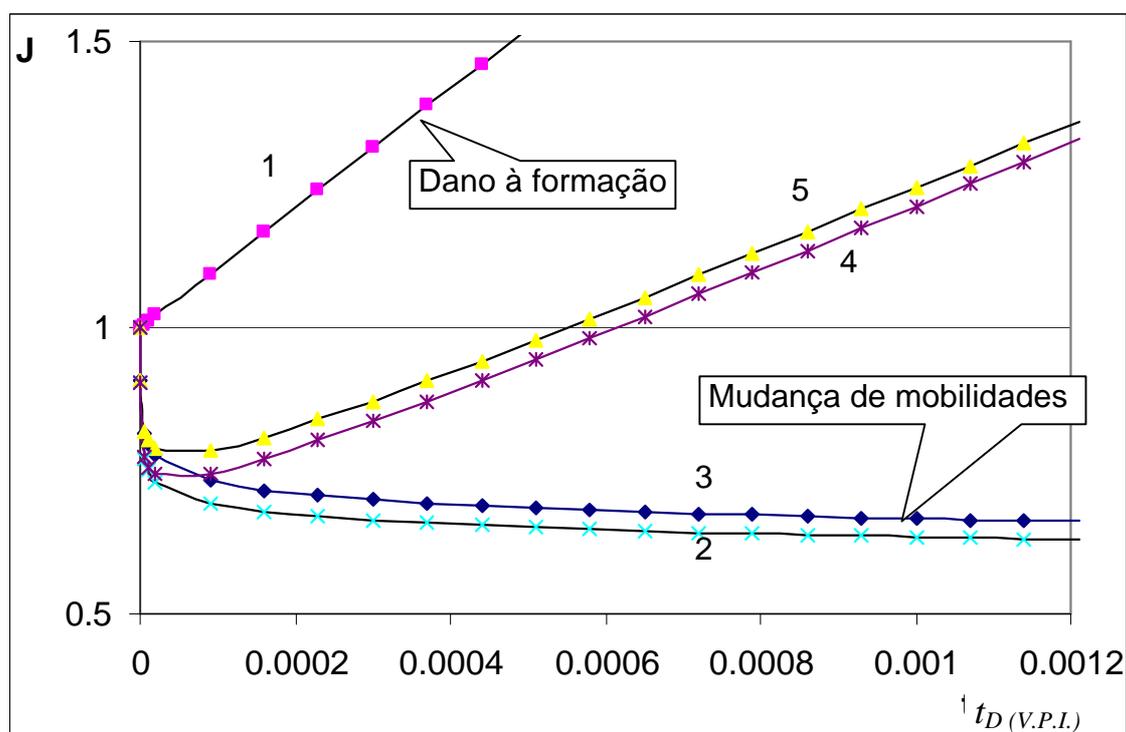


Figura 15. Variação de índice de impedância para $M=3$, considerando: dano à formação, 1; mudança de mobilidade no fluido de injeção, 2; mudança de mobilidade e efeito térmico, 3; mudança de mobilidade e dano, 4; mudança de mobilidade, efeito térmico e dano, 5,

Se o índice de injetividade for medido em algum momento próximo ao início da injeção de água em um reservatório contendo óleo pesado e se constatar o valor próximo a um, significa que está ocorrendo um intenso dano de formação no reservatório, e logo $J(t_D)$ excederá em muito o valor inicial de impedância.

Com exceção do caso $M = I$, a impedância diminui no início da injeção e aumenta posteriormente, conforme mostrado na Figura 15, onde o efeito positivo de invasão de água com alta mobilidade é maior que os efeitos negativos do dano de formação. Quanto mais alto é o dano de formação, mais cedo a curva de impedância começa a subir.

Considerando que o efeito positivo de invasão de água de alta mobilidade na injetividade é limitado, enquanto o efeito negativo de dano de formação cresce com tempo, assim, com o aumento do tempo, a injetividade tende a cair. Ou seja, os efeitos do dano à formação tendem a ficar maiores do que os efeitos de mudança de mobilidade.

CAPÍTULO 7 - EROSÃO DO REBOCO EXTERNO

7.1 - Introdução

Neste Capítulo é desenvolvido um sistema de equações para descrever o fenômeno comumente observado em poços injetores que é a estabilização da injetividade com a pressão de injeção inferior à pressão de propagação de fraturas, (Figura 16). Como esta estabilização não é provocada pelo crescimento de fraturas ela será explicada pela erosão do reboco externo. Para calcular o crescimento limite do reboco, durante a filtração transversal, é utilizado o balanço de torques nas partículas limites. As partículas que constituem o reboco deixam de se depositar na face de filtração do reboco devido ao torque criado pelas forças transversais ser maior do que o torque criado pelas forças na direção de filtração. Para a validação do modelo com dados laboratoriais são desenvolvidas equações para as geometrias normalmente utilizadas em experimentos. Com o modelo validado e com a relação de erosão quantificada, são desenvolvidas equações para a geometria de poços injetores verticais.

Duas equações regem a deposição de partículas. A primeira equação é obtida da análise de momentos de força (torque) agindo em uma partícula depositada no limite externo do reboco. A segunda equação é obtida do balanço hidráulico do fluxo no poço, no reboco e no meio permeante. Juntando as duas equações, é encontrada a solução numérica do perfil de espessuras do reboco externo.

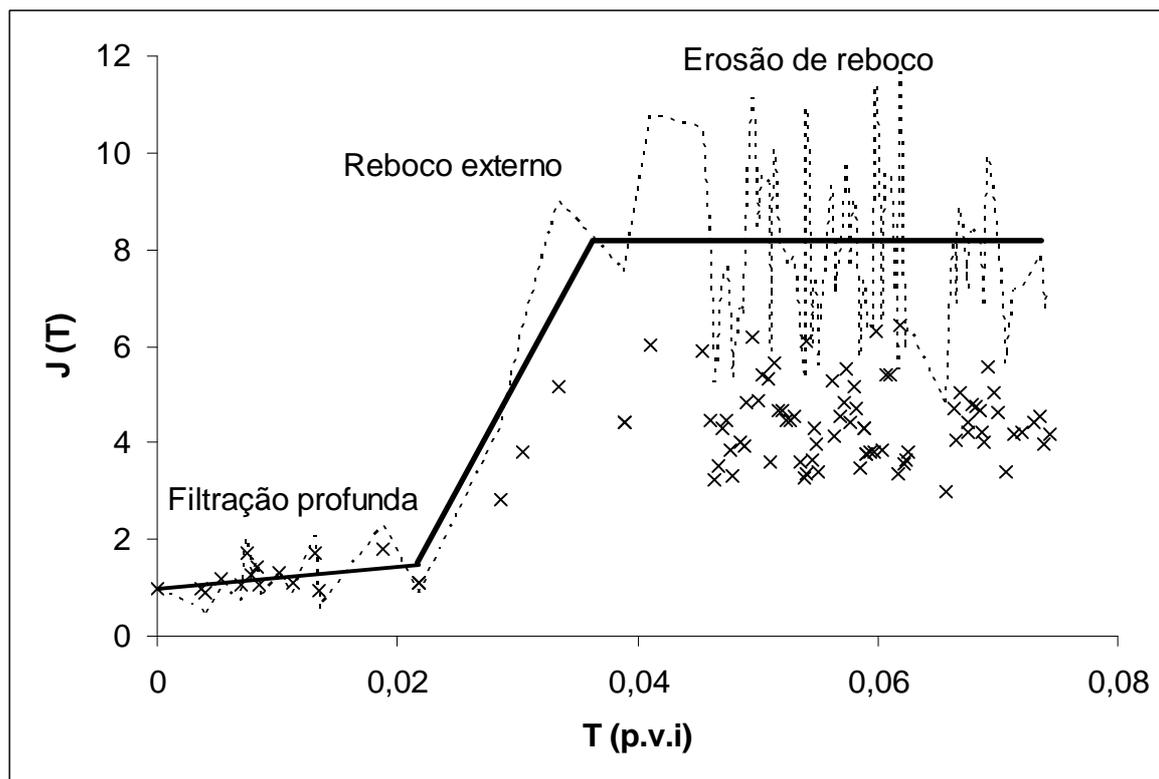


Figura 16. Modelo de previsão de injetividade. Os pontos são dados reais, a linha pontilhada são os dados reais retirando os efeitos de mobilidade e as linhas contínuas representam o melhor ajuste dos respectivos modelos.

Para montar as equações que regem a deposição foi necessário assumir algumas simplificações no modelo. As principais simplificações são: o soluto e as partículas suspensas são considerados incompressíveis e o volume total é o volume de solução; a invasão de partículas e as regras de aumento da impedância são válidas para o meio poroso e o momento de transição é quantificável, por exemplo, a partir de curvas de impedância; a permeabilidade do meio poroso é constante depois do tempo de transição; a permeabilidade e a densidade de reboco são constantes e por último é considerado que não há variação na densidade do reboco.

7.2 - Forças que atuam em uma partícula na superfície do reboco

Para montar a equação de análise de torques que atuam em uma partícula depositada no limite externo do reboco é necessário especificar quais forças serão

consideradas. O experimento é feito em um canal de secção retangular com a face de filtração posicionada no plano horizontal inferior. As direções e os sentidos das principais forças que atuam em uma partícula situada na superfície do reboco estão mostrados na Figura 17, Estas forças são do tipo hidrodinâmicas (forças de arraste viscosa transversal e permeante e força de elevação), do tipo termodinâmico (difusão), do tipo mássico (gravidade) e do tipo eletrostático (forças DLVO-Deryaguin-Landau-Verwey-Overbeek).

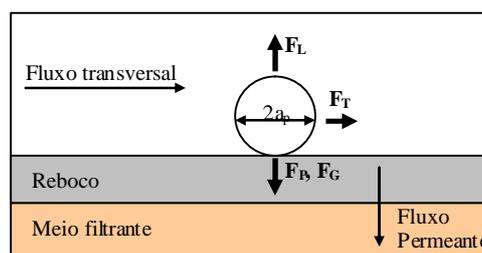


Figura 17. Principais forças que atuam em uma partícula depositada em uma superfície plana.

Nas partículas situadas na superfície do reboco estão agindo algumas forças que geram torques no sentido de depositar as partículas e outras que geram torques no sentido de retirar as partículas. Para o caso limite na superfície do reboco estabilizado as partículas encontram-se em equilíbrio de momentos, conforme a Figura 18,

Uma partícula esférica depositada sobre uma camada de esferas com o mesmo tamanho, justapostas em um mesmo plano, possui um ângulo de toque que depende do sentido de aplicação das forças transversais. Este ângulo pode variar entre $70,5^\circ$ e $54,7^\circ$, ver Figura 19, Por simplificação será considerado somente o ângulo de 60° , que é o ângulo de toque de esferas no mesmo plano. O braço de alavanca considerado será o raio da partícula, r_p .

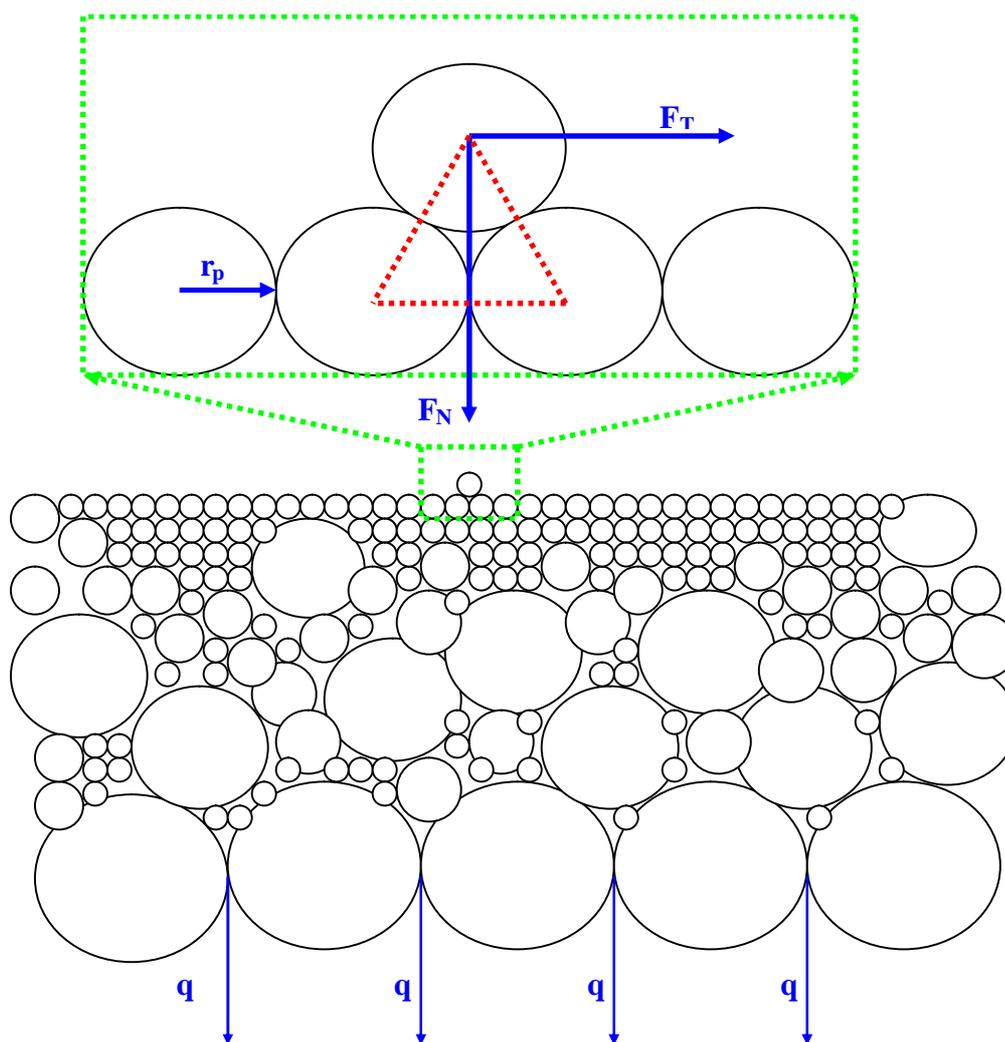


Figura 18. Representação dos torques originados em uma partícula na superfície do reboco. (JIAO e SHARMA, 1994).

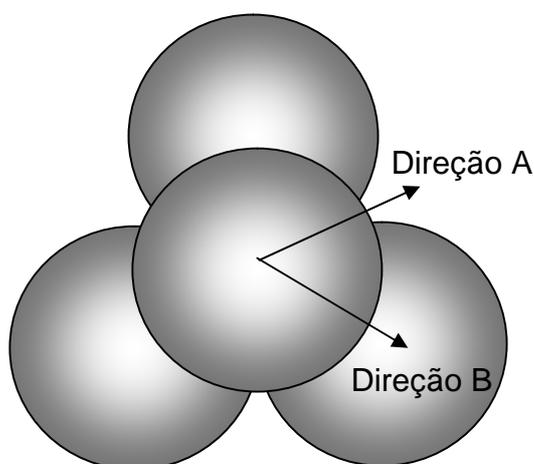


Figura 19. Representação das direções de ângulo de toque mínimo, “Direção A” com $54,7^\circ$ e de ângulo de toque máximo, “Direção B” com $70,5^\circ$.

Nesta situação, os seguintes torques podem ser representados: o torque originado pelas forças transversais, T_T :

$$T_T = r_p \text{sen } 60^\circ F_T \quad (35)$$

E o torque originado pelas forças normais, T_N :

$$T_N = r_p \text{sen } 30^\circ F_N \quad (36)$$

As partículas serão removidas quando o torque normal for menor do que o torque transversal:

$$T_N \leq T_T \quad (37)$$

Substituindo as expressões de torque pelas expressões de força chega-se à condição necessária para que uma partícula não seja depositada:

$$F_N \leq \sqrt{3} F_T \quad (38)$$

Estas equações são válidas para baixa concentração da suspensão de partículas esféricas, sem interação entre elas e sem considerar as forças elétricas. Para ajustar os dados experimentais na condição limite utiliza-se a relação de erosão E_r , como se segue:

$$F_N = E_r \sqrt{3} F_T \quad (39)$$

A primeira força a ser descrita é a força de arraste criada pelo fluxo no sentido permeante que é determinada pela equação de Stokes:

$$F_p = 6\mu r_p V_p A_H \quad (40)$$

onde: V_p é a velocidade de penetração na entrada do meio filtrante, μ é a viscosidade do fluido e r_p é o raio da partícula. A_H é o fator de correção hidrodinâmico que é aplicável quando a concentração da suspensão sobre o reboco for alta, acima de 250 ppm (SONG e ELIMELECH, 1995; KANG et al., 1995). É importante notar que o fator de correção hidrodinâmico A_H , é maior do que 1 e que para a deposição de partículas no reboco esta equação fornece um resultado inferior do que deveria considerar para o caso do reboco, conforme mostrado na Figura 20. Assumindo que a Equação (40) possa ser utilizada para calcular a força de arraste na superfície do reboco e que a constante A_H é igual a 1, os ajustes necessários serão todos incorporados pela relação de erosão E_r da Equação (39) e estes efeitos fazem com que a relação de erosão fique inferior a unidade. Outro efeito a ser considerado é o meio filtrante que foi considerado na Equação (40) como sendo constituído por poros muito pequenos e no caso de reboco tem tanho considerável, conforme Figura 20, e por isto faz com que o fator de correção fique ainda maior do que à unidade.

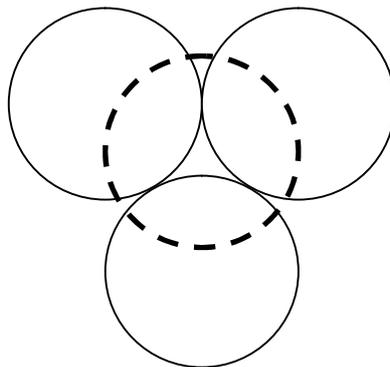


Figura 20. Posição de uma partícula depositada na face de um reboco monodisperso.

A segunda força a ser analisada é a força de arraste criada pelo fluxo transversal, F_T . Para quantificar esta força existem dois trabalhos que fornecem resultados diferentes.

Rubin (1977) descobriu experimentalmente que a força de arraste em um fluxo cisalhante próximo a uma parede é 2,11 vezes maior do que o valor calculado pela equação de Stokes:

$$F_T = (2,11)6\mathbf{p}m r_p V_T|_{r_w} \quad (41)$$

onde, $V_T|_{r_w}$ é a velocidade transversal medida na parede. A Equação (41) é utilizada no trabalho de Altmann e Ripperger (1997).

A Equação (42) é obtida pela solução aproximada da equação de Navier-Stokes para partícula situada na parede e foi desenvolvida por O'Neill (1968) e Happel e Brenner (1982). Vários outros autores (HUISMAN et al., 1996; WEI-MING et al., 2002; HONG et al., 1997; MACKLEY e SHERMAN, 1992) consideraram em seus trabalhos a forma para cálculo segundo O'Neill (1968).

$$F_T = (1.7009)6\mathbf{p} r^2 \mathbf{t}|_{r=r_w} = (1.7009)6\mathbf{p} r^2 \mathbf{m} \frac{dV_T}{dr} \Big|_{r=r_w} \quad (42)$$

Nesta tese foram testadas as duas equações e decidiu-se realizar o cálculo de acordo com O'Neill, pois neste trabalho tal como O'Neill (1968), não estamos considerando a força de levantamento, que será explicada a seguir.

É importante salientar que para deposição de partículas na superfície de um reboco constituído por partículas monodispersas, a força de arraste tende a ser menor do que a quantificação que foi feita por O'Neill (1968), pois este considerou que a partícula estava em um plano. Quando se considera que a partícula vai se depositar no reboco formado por partículas do mesmo tamanho aparece uma região de sombra, onde o fluxo não atua sobre a partícula. Este efeito pode ser visualizado na Figura 21:



Figura 21. Região de atuação da força de arraste provocada pelo fluxo transversal. a) conforme reportado por O'Neill (1968) e b) deposição de partículas no reboco.

É interessante notar que as Equações (41) e (42) independem da geometria dos experimentos. A geometria influencia somente a tensão de cisalhamento na parede, que é calculada para uma geometria tubular:

$$\mathbf{t}|_{r=r_w} = r_w \mathbf{m} \frac{dV}{dr} \Big|_{r=r_w} \quad (43)$$

A tensão de cisalhamento varia com o raio da seguinte forma:

$$\mathbf{t}(r) = -\frac{r}{2} \frac{dP}{dz} \quad (44)$$

Supondo que a velocidade do fluido seja zero na parede do tubo e que o regime seja laminar nas proximidades da parede, a equação de Poiseuille pode ser utilizada para calcular a queda da pressão em tubos por unidade de comprimento, z :

$$\frac{dP}{dz} = \frac{8\mathbf{m}Q}{\mathbf{p} r_w^4} \quad (45)$$

Substituindo a Equação (45) na Equação (43), chega-se na equação para o cálculo da tensão de cisalhamento na parede de tubos com reboco de espessura h_c .

$$\mathbf{t}(r_w - h_c) = -\frac{4\mathbf{m}}{\mathbf{p}(r_w - h_c)^3} Q \quad (46)$$

Similarmente chega-se na Equação (47) que é utilizada para o calculo da tensão de cisalhamento em canais:

$$\mathbf{t}(H - h_c) = -\frac{6\mathbf{m}}{3(H - h_c)^3} Q \quad (47)$$

onde H é a espessura do canal e h_c é a espessura do reboco.

A terceira força a ser descrita é a força de levantamento que pode ser quantificada pela equação a seguir:

$$F_L = cr_P^3 \sqrt{\frac{r\bar{m}\bar{V}_T^3}{(H - h_c)^3}} \quad (48)$$

onde a constante de ajuste c , é determinada como sendo 1193,4 (KANG et al., 1995), enquanto Altmann e Ripperger (1997) fornecem um valor de 89,47, Ambos os autores derivaram os seus trabalhos a partir de Saffmann (1968). Esta diferença aconteceu porque a força de elevação foi considerada de duas maneiras diferentes. Kang et al. (1995) consideraram que esta seria a única força resistente à força criada pela filtração, que impediria que as partículas se depositassem; enquanto Altmann e Ripperger (1997) consideraram também a força criada pelo fluxo transversal no sentido tangencial ao plano de filtração. Nesta tese não será considerada a força de elevação. Esta decisão se deve também ao fato de que, para valores típicos de experimentos, o módulo desta força é menor do que o desvio padrão entre os resultados dos vários experimentos analisados. A força de levantamento é considerada somente como influência na relação de erosão empírica, E_r .

A força eletrostática também denominada força de superfície ou força coloidal é diretamente proporcional ao raio das partículas e é determinada pela equação:

$$F_e = r_p A_e \quad (49)$$

onde a constante de proporcionalidade entre a força e o tamanho da partícula, mostrada na Equação (50), é obtida pela soma de coeficientes: o primeiro devido ao potencial retardado de van Der Waal, A_{vDW} , quantificado por diversos autores (SONG e ELIMELECH, 1995; GREGORY, 1981; ELIMELECH et al., 1998); o segundo devido à formulação do potencial utilizado para descrever a dupla camada elétrica, A_{EDL} , originalmente proposto por Hogg et al. (1965) e adotada por Song e Elimelech (1995).

$$A_e = A_{vDW} + A_{EDL} \quad (50)$$

$$A_{vDW} = -\frac{H I_r (I_r + 28d_s)}{6d_s^2 (I_r + 14d_s)^2} \quad (51)$$

$$A_{EDL} = -2pe_0 e_w k e^{-kd_s} \left[\frac{(y_1^2 + y_2^2) e^{-kd_s} - 2y_1 y_2}{1 - e^{-kd_s}} \right] \quad (52)$$

Aqui I_r é o comprimento de onda característico de interação entre as partículas e é assumido freqüentemente como sendo 100 nm (SONG E ELIMELECH, 1995). A constante de Hamaker, H , representa a interação das partículas com o meio, d_s é a separação entre as superfícies das partículas e_0 e e_w são a permissividade do vácuo e a permissividade dielétrica relativa do soluto (água), respectivamente, y_1 e y_2 são os potenciais zeta das superfícies das partículas e dos coletores, respectivamente, e k é o inverso do comprimento de Debye (AL-ABDUWANI et al., 2005).

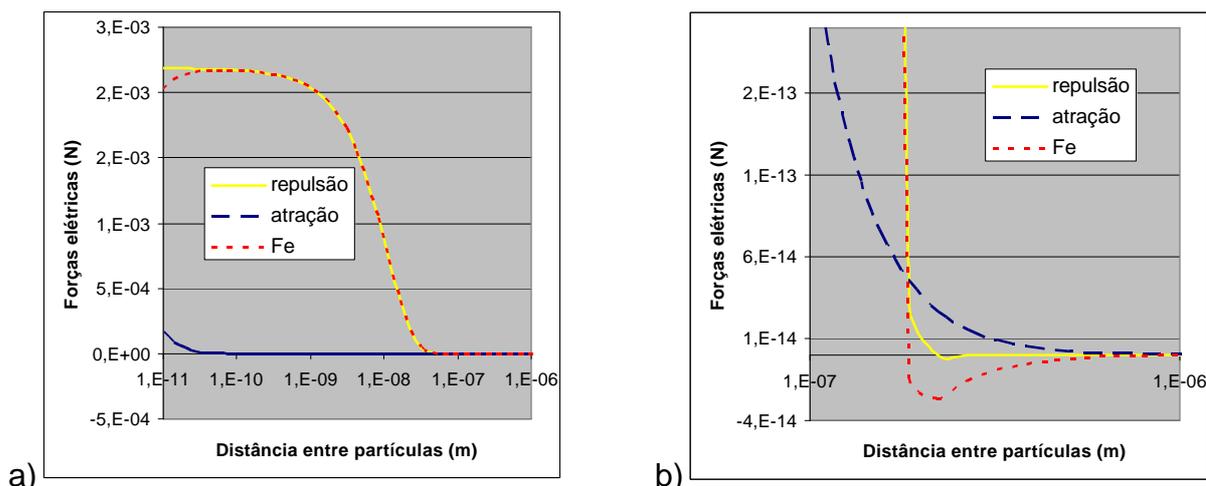


Figura 22. Forças elétricas. Curva a) separação interfacial entre 10^{-11} e 10^{-6} metros. b) ampliação.

Deve ser notado que, sob condições típicas de salinidade e pH utilizados na injeção de água, quando se diminui a separação entre as superfícies das partículas d_s , de infinito até zero, a função que reproduz a energia possui dois mínimos. O mínimo secundário normalmente corresponde a uma separação maior do que 15 nm enquanto o mínimo primário corresponde a uma separação entre as superfícies de aproximadamente 4 nm . Considerando somente as forças que agem ao longo do eixo paralelo à força permeante, pode ser realizado o cálculo para verificar se a partícula tem energia suficiente para superar a energia de ativação e se posicionar dentro do mínimo primário. Utilizando este conceito, pode ser visto então que dois tipos de rebocos podem existir: o altamente comprimido, também chamado de reboco irreversível e o reboco mais poroso que é algumas vezes chamado reboco reversível. Conforme pode ser observado na Figura 22. Esta hipótese foi observada experimentalmente recentemente (JIAO E SHARMA, 1994).

Devido ao fato das forças elétricas serem relevantes somente para pequenas distâncias entre as superfícies, Altmann e Ripperger (1997) consideraram que as forças elétricas atuam somente em partículas depositadas. Nesta tese será considerado que as forças elétricas estão incluídas no fator empírico, E_r . É importante notar que as forças elétricas, que normalmente resultam em atração, fornecem mais uma razão para que o fator empírico E_r seja inferior à unidade.

A última força que será considerada é a força da gravidade, que é

determinada por:

$$F_G = \frac{4}{3} \rho r_p^3 g \Delta r \quad (53)$$

onde: Δr é a diferença entre as densidades das partículas suspensas e o fluido a ser injetado (água).

7.3 - Equações necessárias para prever a erosão do reboco

Assim, para experimentos que possuem a mesma geometria mostrada na Figura 17, a força tangencial é formada somente pela força de arraste transversal.

$$F_T = F_{cf} \quad (54)$$

A força normal líquida que age na partícula é formada pelo somatório das forças de arraste do fluido e gravitacional.

$$F_N = F_P + F_G \quad (55)$$

Substituindo na Equação (39) as equações das forças, temos:

$$6\rho r_{\text{lim}} m V_p + \frac{4}{3} \rho r_{\text{lim}}^3 g \Delta r = E_r \sqrt{3} \left((1,7) 6\rho m r_{\text{lim}}^2 \frac{\bar{V}_T}{H - h_c} \right) \quad (56)$$

Para calcular a espessura do reboco é necessário acrescentar a equação referente à resistência hidráulica proporcionada pelo reboco:

$$\Delta P = V_p \mathbf{m}(R_c + R_F) \quad (57)$$

onde R_F é a resistência hidráulica proporcionada pelo meio filtrante. Como foi assumido que após o tempo de transição não ocorre mudança na permeabilidade do meio, R_F é constante e é igual à resistência hidráulica quando a espessura do reboco é zero.

$$R_F = \frac{\Delta P}{\mathbf{m}V_p} \quad (58)$$

A resistência hidráulica proporcionada pelo reboco, R_C para permeabilidade constante é calculada como a espessura do reboco dividida pela permeabilidade do reboco:

$$R_c = \frac{h_c}{K_c} \quad (59)$$

A última equação necessária para calcular a espessura do reboco é a equação que representa o balanço de volume do fluido injetado, onde a velocidade do fluido na direção permeante, V_p , reduz a vazão transversal, Q_T :

$$\frac{dQ_T}{dz} = -V_p \quad (60)$$

Para validar o modelo de equilíbrio de torque para deposição de partículas no reboco foram utilizados dados de 23 experimentos publicados sobre filtração com fluxo transversal, que serão mostrados no próximo tópico.

7.4 - Validação do modelo por experimentos laboratoriais

Os diversos artigos consultados utilizam aparatos experimentais semelhantes, onde normalmente uma suspensão contendo partículas sólidas é bombeada para o meio de duas placas paralelas, sendo uma delas permeável. O meio permeável utilizado normalmente é uma membrana com diâmetro de poros inferior ao diâmetro da menor partícula. Por esta razão, a premissa de considerar que a permeabilidade da membrana não varia ao longo do experimento é verdadeira. Em todos os experimentos, a vazão transversal era maior do que dez vezes a vazão permeante na condição de reboco estabilizada. Por esta razão, é razoável considerar que a espessura do reboco é constante, que a vazão transversal também é constante e que a variação da concentração de partículas no fluxo transversal é desprezível.

Foram analisadas 165 publicações sobre a filtração dinâmica. Destas, somente nove continham experimentos com todas as informações requeridas para validar o modelo. Nestas nove publicações foram analisados 32 experimentos, dos quais somente 23 experimentos são aplicáveis para a validação do modelo de erosão de reboco. Os principais impeditivos para a aplicação dos experimentos para validação do modelo foram: interrupção do experimento antes de se atingir a estabilização do reboco e utilização de partículas com tamanho acima de 100 micrômetros e suspensões coloidais. Os dados dos 32 experimentos que puderam ser calculados estão mostrados na Tabela 2, a seguir:

O primeiro experimento mostrado na Tabela 2 é o trabalho de Altmann e Ripperger (1997). Estes pesquisadores também desenvolveram um modelo de deposição baseado nas forças que atuam nas partículas e fizeram experimentos de filtração transversal utilizando terra diatomácea. Eles consideraram que as forças de fricção e as forças elétricas atuam somente em partículas depositadas e consideraram o modelo recomendado por Rubin (1977) para calcular as forças criadas pelo fluxo transversal. Os resultados dos experimentos para o reboco estabilizado mostram que as relações de erosão E_r são de 0,007 e 0,084, Estes resultados comprovam que a relação de erosão E_r é inferior a um. Outro fato que

acarreta a redução da relação de erosão é que as partículas não são esféricas e por isto se depositam com a sua maior dimensão paralela à face do reboco. Estes resultados são semelhantes a se considerar um fator de atrito em torno de 30, o que não é um resultado lógico quando se considera uma partícula em um plano.

Tabela 2: Resultados das relações de erosão para os experimentos analisados.

Autor	material	Γ_p (m)	Γ_p (kg/m ³)	μ (Pa.s)	τ_w (Pa)	Vf (m/s)	FT (Pa)	FG (Pa)	FP (Pa)	E_r
(ALTMANN E RIPPERGER, 1997)	Terra Diatomacea	1,0E-06	1000	0,001	5,00	2,8E-04	2,E-10	0,E+00	5,E-12	0,02
(ALTMANN E RIPPERGER, 1997)	Terra Diatomacea	1,0E-06	1000	0,001	6,92	4,4E-04	2,E-10	0,E+00	8,E-12	0,02
(DONEVA et al., 1998)	Latex monod.	1,8E-07	1050	0,001	0,29	1,5E-06	3,E-13	1,E-17	5,E-15	0,01
(DONEVA et al., 1998)	Latex monod.	1,8E-07	1050	0,001	0,27	9,7E-07	3,E-13	1,E-17	3,E-15	0,01
(HUISMAN et al., 1996)	silica	2,4E-07	2600	0,001	4,42	2,0E-05	8,E-12	9,E-16	9,E-14	0,01
(HUISMAN et al., 1996)	silica	2,4E-07	2600	0,001	4,42	9,0E-05	8,E-12	9,E-16	4,E-13	0,03
(HUISMAN et al., 1996)	silica	2,4E-07	2600	0,001	4,42	3,0E-05	8,E-12	9,E-16	1,E-13	0,01
(HUISMAN et al., 1996)	silica	2,4E-07	2600	0,001	4,42	4,0E-05	8,E-12	9,E-16	2,E-13	0,01
(HAMACHI E MIETTON, 1999)	Bentonita	7,7E-07	2600	0,001	0,05	4,0E-06	9,E-13	3,E-14	6,E-14	0,06
(HAMACHI E MIETTON, 1999)	Bentonita	7,7E-07	2600	0,001	0,09	5,4E-06	2,E-12	3,E-14	8,E-14	0,04
(HAMACHI E MIETTON, 1999)	Bentonita	7,7E-07	2600	0,001	0,29	1,6E-05	6,E-12	3,E-14	2,E-13	0,03
(WEI-MING et al., 2002)	PMMA	5,0E-07	1050	0,001	5,47	4,0E-04	4,E-11	3,E-16	4,E-12	0,05
(WEI-MING et al., 2002)	Ca-alginate	2,0E-06	1050	0,001	0,85	2,2E-04	1,E-10	2,E-14	8,E-12	0,04
(WEI-MING et al., 2002)	S.cerevisiae	2,0E-06	1050	0,001	0,41	5,0E-05	5,E-11	2,E-14	2,E-12	0,02
(JIAO E SHARMA., 1994)	Bentonita em água	7,7E-07	2600	0,1798	2,79	3,9E-07	5,E-11	3,E-14	1,E-12	0,01
(JIAO E SHARMA., 1994)	Bentonita dispersa	7,7E-07	2600	0,3607	2,27	3,8E-07	4,E-11	3,E-14	2,E-12	0,03
(JIAO E SHARMA., 1994)	Bentonita em água	7,7E-07	2600	0,1047	3,60	7,5E-07	7,E-11	3,E-14	1,E-12	0,01
(JIAO E SHARMA., 1994)	Bentonita dispersa	7,7E-07	2600	0,2917	2,50	5,5E-07	5,E-11	3,E-14	2,E-12	0,03
(JIAO E SHARMA., 1994)	Bentonita dispersa	7,7E-07	2600	0,1671	3,23	8,4E-07	6,E-11	3,E-14	2,E-12	0,02
(HONG et al., 1997)	silica	1,0E-07	2600	0,001	1,12	1,0E-05	4,E-13	7,E-17	2,E-14	0,03
(HONG et al., 1997)	silica	3,0E-07	2600	0,001	1,12	2,0E-05	3,E-12	2,E-15	1,E-13	0,02
(HONG et al., 1997)	silica	1,0E-07	2600	0,001	2,24	1,1E-05	7,E-13	7,E-17	2,E-14	0,02
(MACKLEY E SHERMAN, 1992)	Polietileno monod.	1,3E-04	1000	0,0024	0,20	1,7E-03	1,E-07	5,E-09	1,E-08	0,08
(AL-ABDUWANI et al., 2005)	Hematita	2,0E-06	5200	0,001	0,02	4,4E-03	3,E-12	1,E-12	2,E-10	31
(AL-ABDUWANI et al., 2005)	Hematita	2,0E-06	5200	0,001	0,01	4,4E-03	2,E-12	1,E-12	2,E-10	63
(AL-ABDUWANI et al., 2005)	Hematita	2,0E-06	5200	0,001	0,01	5,9E-03	2,E-12	1,E-12	2,E-10	83
(AL-ABDUWANI et al., 2005)	Hematita	2,0E-06	5200	0,001	0,02	5,9E-03	2,E-12	1,E-12	2,E-10	63
(AL-ABDUWANI et al., 2005)	Hematita	2,0E-06	5200	0,001	0,02	2,9E-03	2,E-12	1,E-12	1,E-10	32
(AL-ABDUWANI et al., 2005)	Hematita	2,0E-06	5200	0,001	0,02	2,7E-03	3,E-12	1,E-12	1,E-10	21
(AL-ABDUWANI et al., 2005)	Hematita	2,0E-06	5200	0,001	0,01	2,9E-03	1,E-12	1,E-12	1,E-10	63
(AL-ABDUWANI et al., 2005)	Hematita	2,0E-06	5200	0,001	0,01	1,5E-03	1,E-12	1,E-12	6,E-11	32
(AL-ABDUWANI et al., 2005)	Hematita	2,0E-06	5200	0,001	0,01	5,9E-03	1,E-12	1,E-12	2,E-10	126

O segundo trabalho mostrado é o trabalho de Doneva et al. (1998), cujos experimentos com látex monodisperso levaram a relações de erosão de 0,01 e 0,007, Estes resultados são considerados dentro da margem de erro considerado para o modelo.

O trabalho de Huisman et al. (1996) com sílica em tubos informa que a taxa

de cisalhamento permanece constante durante os experimentos. Os cálculos da relação de erosão levam a resultados lógicos. Os autores não citam como foi mantida constante a taxa de cisalhamento. Caso seja corrigida a taxa de cisalhamento devido a redução da espessura do canal com o aumento da espessura do reboco, o resultado pode ser melhorado.

O trabalho de Hamachi e Mietton (1999) mostra os experimentos feitos com bentonita filtrada em fluxo entre placas. Estes experimentos também demonstram a coerência dos resultados. A relação de erosão é inferior a unidade e mostra que as partículas são diferentes da forma esférica. Nestes experimentos, o fator diminui com o aumento da taxa de cisalhamento, mostrando que deve ter acontecido um melhor empilhamento das partículas.

Os experimentos apresentados no trabalho de Wei-Ming et al. (2002) foram realizados com látex e com bactérias. Eles apresentaram um modelo de deposição baseado em forças que atuam em partículas. Para o cálculo da força de arraste criada pelo fluxo transversal eles consideraram os resultados obtidos por O'Neill (1968). O ajuste dos resultados dos experimentos que eles realizaram com o modelo proposto neste trabalho resultou em uma relação de erosão variando entre 0,021 e 0,050 que é considerado um bom resultado para validar o modelo proposto nesta tese. Neste trabalho, nota-se que a relação de erosão é menor para os experimentos realizados com as partículas mais compressíveis.

Os experimentos de Jiao e Sharma (1994) mostram resultados razoáveis para bentonita dispersa ou em solução, mas fornecem resultados negativos para bentonita floculada. Os resultados de bentonita floculada foram descartados devido a não aplicação das premissas feitas para o cálculo da forças hidráulicas de arraste para partículas floculadas. É possível aplicar a relação de erosão E_r , para calcular o tamanho do floco representativo, mas este resultado não faz parte do escopo de validação do modelo.

O artigo de Hong et al. (1997) mostra três experimentos com sílica monodispersa e com resultados dentro do esperado. Notou-se que o aumento da

taxa de cisalhamento causa um aumento na filtração, mas que o efeito do aumento no tamanho de partículas causa um aumento na vazão de filtração ainda maior.

Os experimentos de Mackley e Sherman (1992) foram feitos com partículas com tamanho da ordem de milímetros, o que não se ajusta à premissa do modelo, pois este considera o fluxo laminar próximo à parede. Porém, a um milímetro da parede o fluxo é laminar somente para baixas velocidades. Mesmo considerando as falhas do modelo, os resultados estão ajustados para os valores menores de velocidade transversal. Pelo modelo utilizado neste trabalho, as forças atuantes nas partículas não são bem calculadas quando a velocidade transversal aumenta. Por esta razão, somente os testes com velocidades transversais inferiores a $0,1 \text{ m/s}$ foram ajustados.

Os experimentos de Al-Abduwani et al. (2005) foram conduzidos utilizando-se testemunhos cilíndricos do arenito Bentheim. Outra diferença deste experimento é a posição vertical da face permeável. Esta diferença levou a mudanças nas equações. Este experimento também foi executado com vazão constante e por isto as forças hidráulicas praticamente não se alteraram durante cada teste. Além disto, os testes foram executados com vazões de filtração superiores às requeridas para a erosão do reboco. Embora este experimento não possa ser utilizado para validação do modelo de deposição por torque, ele traz importantes informações sobre como ocorre o entupimento das gargantas dos poros por partículas finas. Nos experimentos de Al-Abduwani et al. (2005) a estabilização do reboco somente seria possível se fosse reduzida a vazão permeante. Como os testes foram realizados sem erosão, a relação de erosão, E_r , calculada resultou em valores superiores à unidade.

7.5 - Quantificação da relação de erosão

Pelos experimentos apresentados na Tabela 2, nota-se que somente 23 experimentos atingiram a erosão do reboco. Nestes experimentos, o menor valor

para a relação de erosão foi de 0,007 e o maior foi de 0,084, A média das relações de erosão foi de 0,028 e o desvio padrão foi de 0,018, A distribuição de freqüências das relações de erosão pode ser vista na Figura 23:

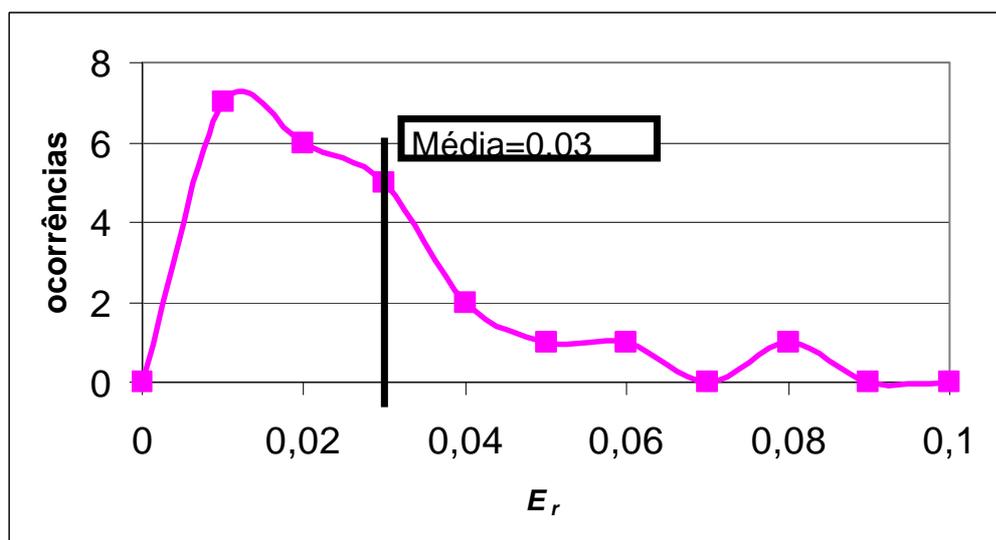


Figura 23. Distribuição de freqüências das relações de erosão nos 21 experimentos utilizados

A partir da análise destes dados a relação de erosão recomendada é a média dos valores, 0,03.

7.6 - Modelagem matemática para distribuição polidispersa

O modelo foi desenvolvido com a premissa de que as partículas são monodispersas. Assumindo que a relação de erosão média pode ser aplicada para a deposição de partículas polidispersas, obtém-se:

$$F_P = E_r \sqrt{3} (F_G + F_{cf}) \quad (61)$$

Substituindo a equação para as forças gravitacional, de filtração e de arraste transversal, chega-se à Equação (62), que relaciona o tamanho limite de partícula que pode se depositar no reboco, r_{lim} , com as forças que atuam nas partículas:

$$6p r_{\text{lim}} mV_f = E_r \sqrt{3} \left(\frac{4}{3} p r_{\text{lim}}^3 g \Delta r + (1,7) 4 p m_{\text{lim}}^2 \frac{Q_T}{3(r_w - h)^3} \right) \quad (62)$$

Simplificando, obtém-se a condição necessária para deposição de uma partícula. As partículas com tamanho superior a r_{lim} , não se depositam.

$$r_{\text{lim}}^2 g \Delta r + \frac{1,7 m_{\text{lim}} Q_T}{(r_w - h)^3} - \frac{3\sqrt{3}}{2E_r} mV_f = 0 \quad (63)$$

Para uma distribuição de partículas mostrada na Figura 24, as partículas com tamanho inferior ao tamanho limite ficam depositadas no reboco; as partículas não depositadas fazem com que a concentração de partículas a jusante da seção de filtração seja maior. Isto acontece na região de partículas maiores do que o tamanho limite. Dada uma distribuição de partículas $c_{f,i}$ no fluido utilizado no experimento, no fluido injetado posterior à primeira camada de poros existirá a seguinte distribuição de concentrações:

$$c_{f,i+1} = \begin{cases} c_{f,i} & ; \quad r_i \leq r_{\text{lim}} \\ 0 & ; \quad r_i \geq r_{\text{lim}} \end{cases} \quad (64)$$

Onde $c_{f,i+1}$, é a concentração da partícula de tamanho f , na camada de poros $i+1$,

As partículas maiores, que não foram aderidas na face do reboco, continuam suspensas no fluxo transversal. Este efeito aumenta a concentração das partículas maiores do que o tamanho limite de acordo com a seguinte equação:

$$c_{f,i+1} = \begin{cases} c_{f,i} & ; r_i \leq r_{\text{lim}} \\ \frac{c_{f,i} Q_T}{Q_T - Q_p} & ; r_i \geq r_{\text{lim}} \end{cases} \quad (65)$$

onde Q_T é a vazão transversal e Q_p é a vazão que permeia na célula.

As distribuições mostradas nas Equações (64) e (65) estão mostradas na Figura 24.

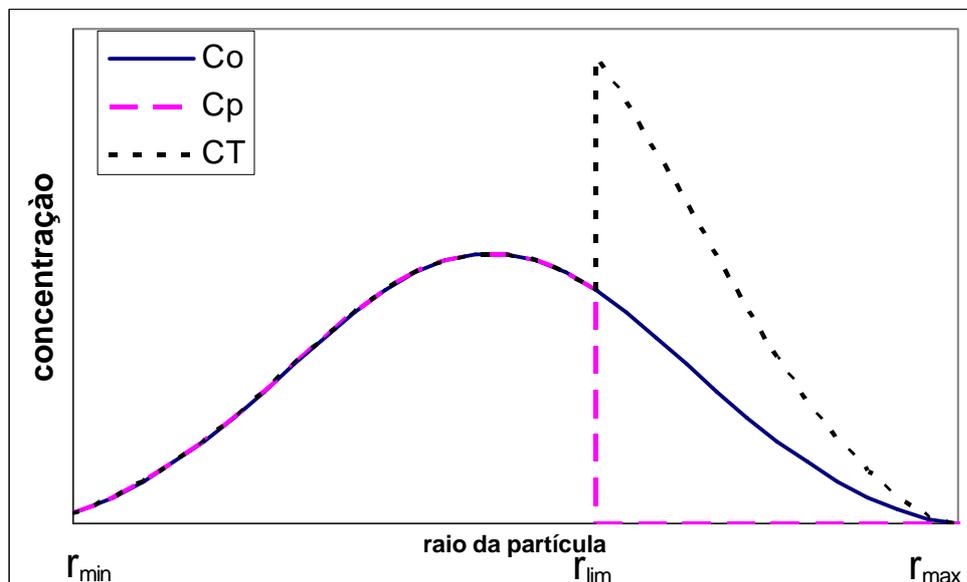


Figura 24. Concentração de partículas suspensas na entrada (C_0); no fluido injetado (C_p) e na corrente de saída (C_T).

O fenômeno de carreamento das partículas maiores pelo fluxo transversal causa uma diferença de tamanhos de partículas que variam com a profundidade do poço e com a profundidade do reboco. Este fenômeno já foi comprovado em vários trabalhos (ALTMANN E RIPPERGER, 1997). A partir destas constatações é possível chegar na equação que descreve a permeabilidade variando com a profundidade, com a espessura do reboco, h_c , e com o raio da partícula, r_p :

$$K(h_c) = \int_0^{h_c} \frac{\partial y}{k(c(r_p, h_c))} \quad (66)$$

De acordo com a Equação (63), a espessura do reboco depende do tamanho da partícula injetada. Considerando o balanço de materiais, o fluxo transversal:

$$\frac{\partial}{\partial t} [(1 - f(c(r_p)))h_c(r_p)] = c^0 V_T \quad (67)$$

A Equação (67) mostra que a variação na concentração das partículas depositadas é proporcional ao produto da concentração inicial com a velocidade transversal e tanto a concentração quanto a espessura do reboco são dependentes do tamanho das partículas.

Por simplificação e ajuste do modelo será considerado no próximo capítulo que as partículas injetadas têm uma distribuição monodispersa.

7.7 - Espessura do reboco na base da injeção

O modelo de cálculo para a erosão de reboco previsto no programa SPIN é baseado na erosão do reboco para o fundo do poço injetor, ou seja para o saco do poço, abaixo da região injetora. Antes de iniciar os cálculos de espessura de reboco é necessário verificar se ocorrerá a erosão conforme o modelo. Caso o reboco feche a base da injeção, não ocorrerá a erosão para o saco do poço e a injetividade do poço estará sempre sendo reduzida. As forças que causam a erosão do reboco decrescem com a profundidade de injeção, assim, o tamponamento total do poço ocorre inicialmente na célula mais profunda.

Na base da injeção não existe fluxo transversal, logo, para um poço injetor vertical a única força transversal é a força da gravidade. Com esta consideração é possível determinar uma relação entre o tamanho máximo das partículas injetadas e a espessura do reboco. Do modelo de equilíbrio de torques:

$$F_p = E_r \sqrt{3} F_G \quad (68)$$

Substituindo a equação para as forças gravitacional e de filtração:

$$6pmr_{\text{lim}} V_p = E_r \sqrt{3} \frac{4}{3} p r_{\text{lim}}^3 g \Delta r \quad (69)$$

A velocidade na face de filtração é calculada como:

$$V_p = \frac{Q}{2p(r_w - h)H_f} = \frac{\Delta P}{(r_w - h) \left[\frac{m}{k_c} \ln \left(\frac{r_w}{r_w - h} \right) + \frac{2pH_f}{II_{tr}} \right]} \quad (70)$$

Substituindo a Equação (70) na Equação (69) e explicitando o tamanho limite das partículas:

$$r_{\text{lim}}^2 = \frac{\sqrt{6,75} m \Delta P}{E_r g \Delta r (r_w - h) \left[\frac{m}{k_c} \ln \left(\frac{r_w}{r_w - h} \right) + \frac{2pH_f}{II_{tr}} \right]} \quad (71)$$

Calculando a expressão acima com os dados da Tabela 3, chega-se no gráfico mostrado na Figura 25:

Tabela 3: Dados utilizados para calcular o gráfico da Figura 25.

$P_i - P_{res}$	kPa	5000
r_w	m	0,1
H_f	m	30
H_s	m	50
q_{TR}	m ³ /d	500
m_{wj}	Pa.s	0,0012
K_c	m ²	6E-15
r_w	kg/m ³	1030
r_c	kg/m ³	3450
f_c	--	0,6

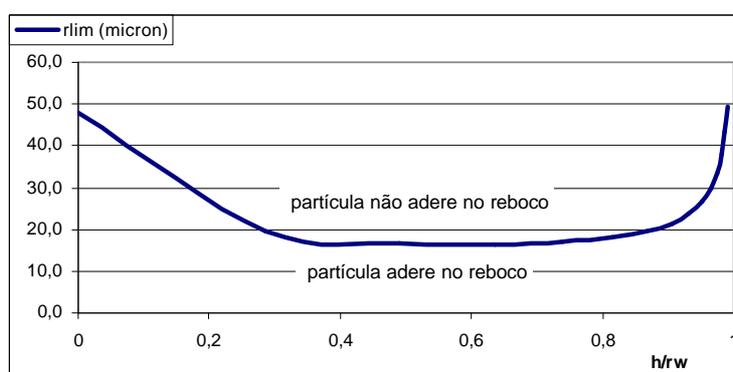


Figura 25. Espessura do reboco na base da injeção em função do tamanho da partícula.

A Figura 25 mostra como a espessura do reboco varia com o tamanho da partícula na base da injeção. Os cálculos foram feitos com dados teóricos típicos para poços injetores, mostrados na Tabela 3. É importante notar que existe um tamanho de partícula crítico, acima do qual não existe deposição de reboco (no exemplo 48 μm). Caso as partículas suspensas sejam menores do que o tamanho crítico, acontece a formação do reboco. Inicialmente a espessura do reboco varia linearmente com o tamanho das partículas; quanto menor o diâmetro das partículas, maior é a espessura do reboco. Este fenômeno acontece porque as partículas depositadas aumentam a resistência hidráulica do reboco e assim, reduz a vazão permeante e conseqüentemente reduz a força de aderência e o tamanho das partículas depositadas.

Depois da fase linear, a taxa de crescimento do reboco reduz a inclinação até atingir um mínimo. Este mínimo descreve a situação limite para a erosão do reboco. Ou seja, a espessura e o tamanho de partículas limites. Qualquer partícula

menor do que a partícula limite será depositada. Caso o reboco tenha crescido acima da situação limite, ele continuará a crescer até tamponar completamente o poço.

A deposição de partículas no reboco, que tem a espessura maior do que a espessura limite, leva a uma condição de fechamento total do poço, não permitindo a erosão para o saco do poço. Cada partícula depositada reduz mais a área de filtração do que reduz a vazão de filtração. Assim, a cada partícula depositada aumenta a força de aderência, tendendo a aumentar o reboco. Esta condição é utilizada no programa para testar se o reboco será estabilizado.

7.8 - Cálculo numérico da espessura do reboco

O modelo adotado para cálculo do perfil do reboco considera que o reboco tenha simetria axial e que exista um diferencial de profundidades, Dz , abaixo do qual a variação da espessura do reboco possa ser considerada como variando linearmente com a profundidade. Com esta suposição é possível montar as equações para o cálculo da espessura do reboco.

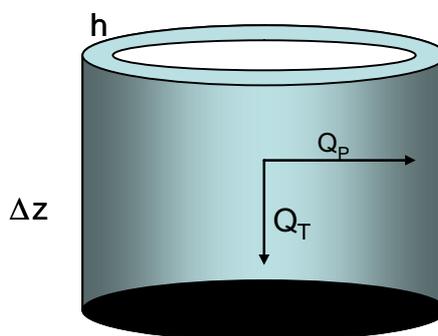


Figura 26. Representação do reboco em uma célula e as variáveis a serem utilizadas na análise de erosão.

O modelo proposto considera que o poço injetor seja vertical e que o reboco cubra toda a parede do poço. A influência dos canhoneados ou dos dispositivos instalados para conter areia não será considerada. Para cada célula em cálculo, a

média da vazão permeante acontece no meio da profundidade da célula, esta afirmação só é possível se for utilizada uma célula com espessura Dz , suficientemente pequena para que o perfil da secção longitudinal do reboco possa ser considerada linear.

A tensão de cisalhamento na superfície do reboco do meio da célula é proporcional ao fluxo transversal. O fluxo transversal no meio da célula é igual ao fluxo que passa para a célula situada na profundidade logo abaixo mais a metade do fluxo permeante na célula em cálculo, conforme representado na Equação (72).

$$t|_{r=r_w} = 4m \frac{\overline{u_T}}{(r_w - h)} = 2m \frac{Q_p + 2Q_T}{p(r_w - h)^3} \quad (72)$$

Substituindo a equação da força de arraste transversal obtém-se a equação utilizada no programa SPIN:

$$F_{cf} = (1.7009)6p r_p^2 2m \frac{(Q_p + 2Q_T)}{p(r_w - h)^3} \quad (73)$$

A vazão permeante média em uma célula com variação linear da espessura do reboco é igual à vazão permeante no meio da célula; assim, a vazão no sentido permeante é calculada como:

$$Q_p = \frac{\Delta P}{\frac{m}{2pk_c H_f} \ln\left(\frac{r_w}{r_w - h}\right) + \frac{1}{II_{tr}}} \quad (74)$$

Onde II_{tr} é a injetividade do poço na transição de filtração profunda para reboco externo. A velocidade do fluido na face do reboco é:

$$V_p = \frac{Q_p}{2p(r_w - h)H_f} \quad (75)$$

Substituindo as Equações (75), (74) e (73) na equação de equilíbrio de torques Equação (61), obtém-se a condição limite para deposição de uma partícula:

$$\frac{2m r_{\text{lim}} Q_P}{(r_w - h)H_f} = E_r \sqrt{3} \left(\frac{4}{3} p r_{\text{lim}}^3 g \Delta r + \frac{1.7 r_{\text{lim}}^2 12m(Q_P + 2Q_{p(i-1)})}{(r_w - h)^3} \right) \quad (76)$$

No programa SPIN é utilizado a Equação (76) para calcular a espessura do reboco. O cálculo, quando se considera pressão de injeção constante, é feito inicialmente na célula mais profunda onde a vazão permeante nas células anteriores é zero, $Q_{T(i=0)}=0$,

Como é assumido que o reboco é constituído por partículas monodispersas, o crescimento do reboco é linear com o tempo até o tempo de estabilização do reboco, T_{DSS} . Para a condição de crescimento de reboco a espessura do reboco é calculada pelo balanço de volume das partículas injetadas entre o tempo de transição e o tempo de estabilização do reboco.

$$h_{c,i} = \frac{c^0}{2p r_w (1-f_c)} \int_{T_{Dr}}^{T_{DSS}} q(t) dt \quad (77)$$

A partir da espessura do reboco é possível calcular a resistência oferecida pelo reboco.

$$Q_{P,i} = \frac{\Delta p 2p k_c r_w}{m_w h_{c,i}} \quad (78)$$

Conseqüentemente somando-se as vazões que permearam em todas as células se obtém a vazão de filtração.

$$Q_e = \sum_{i=1}^n Q_{P,i} \quad (79)$$

A impedância do reboco estabilizado é calculada como:

$$J_e = \frac{\Delta P}{Q_e} \quad (80)$$

O efeito de estabilização da injetividade termina quando as partículas não têm para onde ser erodidas. Este efeito é chamado de entupimento do poço.

7.9 - Entupimento de poço

Durante a estabilização da injetividade, as partículas erodidas vão para o saco do poço ou para o reboco das células mais profundas. Após o enchimento do saco do poço ou do tamponamento total de algum ponto do poço, a impedância do poço recomeça a crescer. Este fenômeno é denominado de entupimento do poço.

Suponha um poço representado por três células, conforme mostrado na Figura 27. Anteriormente cada célula foi simulada como se a espessura do reboco variasse linearmente com a profundidade dentro de uma mesma célula. Na Figura 27, por simplificação, foi assumido reboco de espessura constante. Depois de preenchido o saco do poço, ocorre o preenchimento do vazio da célula mais profunda pelas partículas erodidas nas células superiores e pela retenção das partículas na célula em questão.

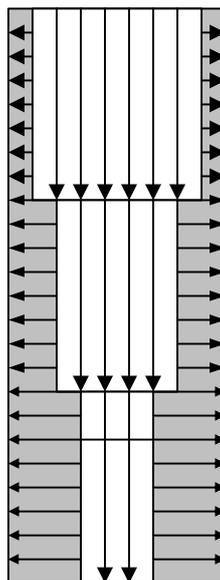


Figura 27. Representação do entupimento da célula mais profunda pelas partículas que estavam suspensas na água injetada.

Depois de preenchido o saco do poço, ocorre o entupimento do volume que não estava ocupado pelo reboco. Conforme demonstrado anteriormente, este preenchimento ocorre sempre a partir da célula mais profunda. Este preenchimento ocorre de maneira diferente da deposição do reboco e por outras partículas. Na deposição de reboco, existe uma força transversal que alinha e seleciona as partículas depositadas. No entupimento, todas as partículas que não foram depositadas se decantam e a força de compressão das partículas se deve somente ao pequeno fluxo permeante que possa existir e à força gravitacional que atua nas partículas. Por esta razão, este entupimento possui características diferentes do reboco. O entupimento é constituído por partículas com maior dispersão do que o reboco e é menos comprimido. Por simplificação, nos cálculos o programa SPIN considera que a permeabilidade do entupimento seja a mesma do reboco, o que é verdade para partículas monodispersas incompressíveis.

Os cálculos da resistência hidráulica do entupimento são feitos conforme representado na Figura 28. O Reboco 1 representa a resistência hidráulica oferecida pelo reboco da célula mais profunda.

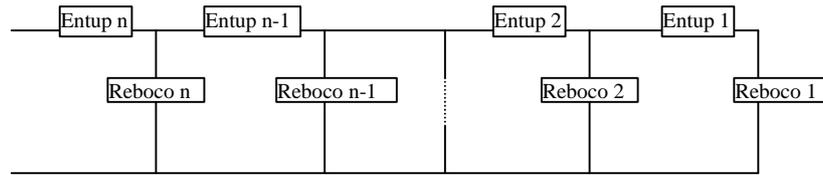


Figura 28. Representação das resistências hidráulicas em um poço entupido.

A resistência hidráulica do entupimento R_e é calculada como se só existisse o fluxo linear na direção do fundo do poço.

$$R_{e,i} = \frac{mL_{e,i}}{k_c A_{e,i}} \quad (81)$$

A área por onde passa o fluxo no entupimento da célula i é: $A_{e,i}$ e o comprimento do entupimento é $L_{e,i}$. O cálculo da resistência hidráulica do reboco é feito através da Equação 74,

$$R_{c,i} = \frac{m}{2pk_c H_f} \ln\left(\frac{r_w}{r_w - h_i}\right) + \frac{1}{II} \quad (82)$$

Conforme representado na Figura 28, a resistência do entupimento da primeira camada R_{e1} está em série com a resistência da primeira camada de reboco R_{c1} , Somando as duas, pode-se calcular a resistência equivalente, R_{eq1} .

$$R_{eq1} = R_{c1} + R_{e1} \quad (83)$$

A resistência equivalente 1, R_{eq1} está em paralelo com a resistência do reboco da célula 2 e a resistência oferecida pelo poço no meio da célula 2 e é calculada como:

$$R_{eq2} = \frac{1}{\frac{1}{R_{c2}} + \frac{1}{R_{eq1}}} \quad (84)$$

Continuando os cálculos até o topo da zona injetora, a resistência total, R_{eqT} é calculada e, conseqüentemente, a impedância do reboco para um dado tempo.

$$J_c = R_{eqT} \quad (85)$$

Estas equações estão implementadas no programa SPIN.

CAPÍTULO 8 - PROGRAMA COMPUTACIONAL PARA PREVISÃO DA INJETIVIDADE

Todos os fenômenos relatados anteriormente foram implementados no programa SPIN (Simulação e Previsão de Injetividade). O Programa SPIN analisa os diferentes modelos de previsão de injetividade. A interface com o usuário está implementada na planilha Microsoft® Excel. A escolha por esta interface visou a facilidade de criação de gráficos e abertura para análise de novos problemas. A implementação de cada fase se dá de maneiras diferentes.

Para o cálculo da perda de injetividade por filtração profunda, que vai do início da injeção até o tempo de transição, foram implementadas as equações mostradas no Apêndice A.

Tabela 4 Dados utilizados para calcular o gráfico da Figura 29.

Pi-Pres	Pa	2000000
rw	m	0,1
Hf	m	30
Hs	m	50
q_{TR}	m³/s	0,038369
mW_j	Pa.s	0,0012
c_m	--	0,000001
Vpart	m³	1
Kc	m²	5E-15
r_{min}	m	4E-05
Dr_c	kg/m³	2420
fc	--	0,6

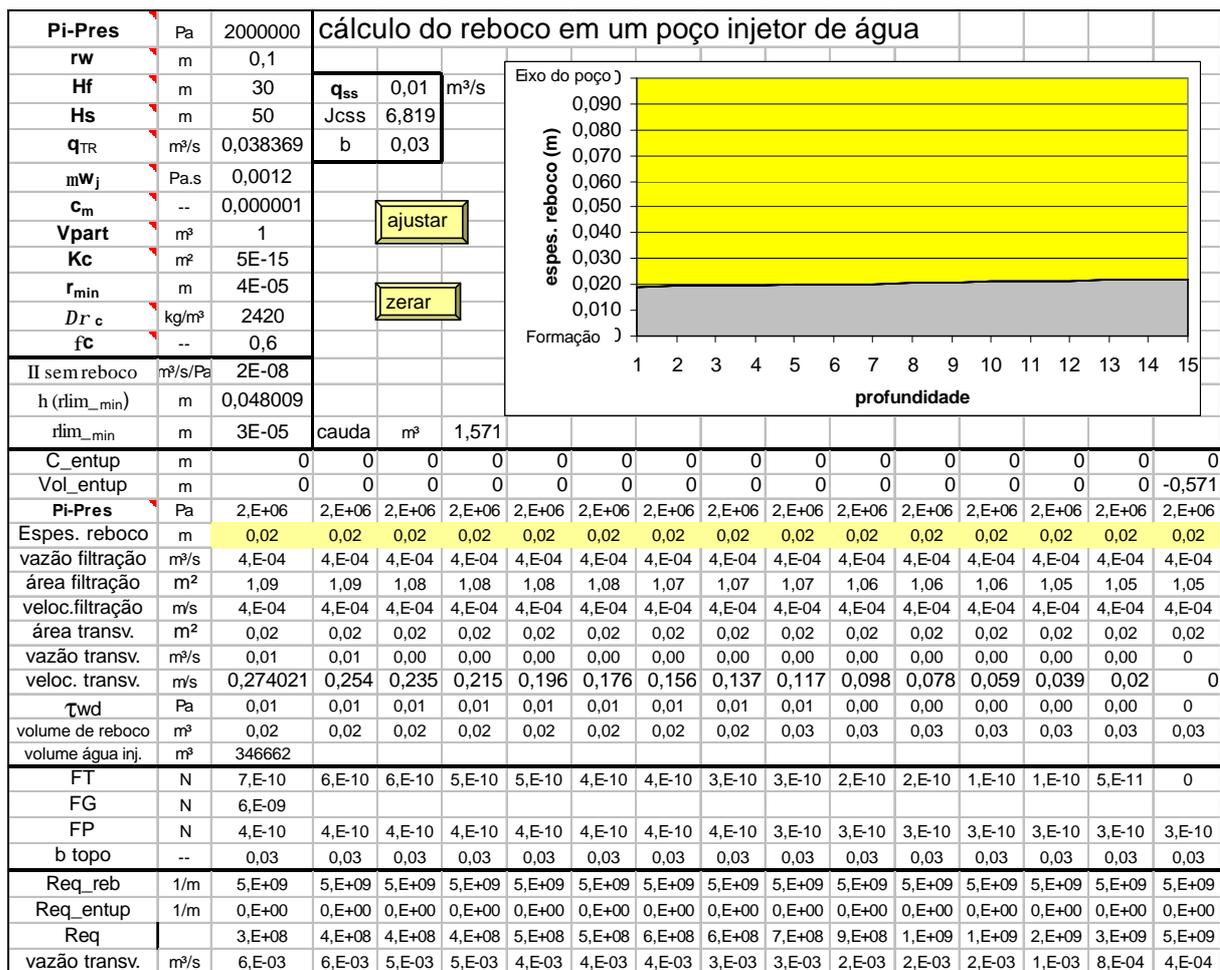


Figura 29. Resultados parciais do cálculo de erosão do reboco.

Para ser possível realizar o cálculo da previsão de injetividade com os modelos apresentados nesta tese para todas as fases de previsão de injetividade foi necessário criar a planilha SPIN que reúne de maneira simples todos os cálculos. Os dados requeridos para o cálculo estão mostrados na Figura 30.

Dados de Entrada. Modificar dados em amarelo			
R (m)	500	Pinj (Pa)	2000000
rw (m)	0,1	Pres (Pa)	0
hf (m)	30	Krwor	1
hs (m)	50	Krowi	1
l (1/m)	5	Swi	0,2
b	2	Sor	0,1
f	0,2	n	3
Kf (m ²)	2,E-12	m	1,3
c ₀	1E-06	Co (Btu/ft ³ .oF)	23
r _o (kg/l)	0,90	mO _j (Pa.s)	0,0075
a	0,10	Cw (Btu/ft ³ .oF)	62,35
Kc (m ²)	5,E-16	r _w (kg/l)	1,03
f _c	0,6	salinidade (v/v)	0,1
r _p (m)	4,0E-05	Cr (Btu/ft ³ .oF)	52,45
r _c (kg/m ³)	3450	r _r (kg/l)	2,6
Ti (°C)	82	b	0,03
Tj (°C)	20		

Figura 30. Dados de entrada para o cálculo de erosão do reboco.

Tabela 5: Resultados parciais calculados pela planilha SPIN.

Resultados parciais			
q inicial (m ³ /s)	0,071744576	s2	0,51
DP (Pa)	2000000	D2	2,42
Dr (kg/m ³)	2420	s3	0,823
mWi pura (cP)	0,36	D3	0,106
mWj pura (cP)	1,00	s4	0,863
mWi (Pa.s)	0,0005	D4	0,033
mWj (Pa.s)	0,0012	D2=t _D ; x _D =1	0,413
mO _j (Pa.s)	0,0387	D3=t _D ; x _D =1	9
M	6,078350241	D4=t _D ; x _D =1	31
transição de filtração profunda para reboco externo			
T _{Dtr}	0,016	vol inj (m ³)	75398
Q _{tr} (m ³ /s)	0,07125551	J _{tr}	1,006863547
Resultado parciais do reboco externo			
hmax (m)	0,001947894	J _{ss}	9
hmin (m)	0,001747171	T _{Dss}	0,016

Um exemplo de saída de dados está mostrado na Figura 31.

Saída de Dados												
t_D	vol inj (m ³)	Vazão (m ³ /d)	tempo (d)	vol. p. (m ³)	J _c	J _d	s	J _B	J _{BT}	J _{Bd}	J	ii (m ³ /d /Pa)
5E-06	24	8656,7	0,0027	2E-05	0	1	-2,4	0,7	0,73	0,7	0,7	4,33

Figura 31. Dados de saída do programa SPIN.

Com os dados destas quatro retas é possível calcular os parâmetros do modelo, que são: coeficiente de filtração, coeficiente de dano de formação, porosidade crítica, permeabilidade do reboco e relação de erosão.

8.1 - Análise de sensibilidade e exemplos comentados

Os dados básicos da análise de sensibilidade encontram-se na Figura 32.

Dados de Entrada. Modificar dados em amarelo			
R (m)	500	Pinj (Pa)	29000000
rw (m)	0,1	Pres (Pa)	27000000
hf (m)	30	Krwor	1
hs (m)	50	Krowi	1
l (1/m)	10	Swi	0,2
b	200	Sor	0,1
f	0,2	n	3
Kf (m²)	2,E-12	m	1,3
C₀	1E-06	Co (Btu/ft³.oF)	23
r_o (kg/l)	0,90	MO_i (Pa.s)	0,0075
a	0,10	CW (Btu/ft³.oF)	62,35
Kc (m²)	5,E-15	r_w (kg/l)	1,03
fc	0,6	salinidade (v/v)	0,1
r_{min} (m)	4,0E-05	Cr (Btu/ft³.oF)	52,45
r_c (kg/m³)	3450	r_r (kg/l)	2,6
Ti (°C)	82	b	0,03
Tj (°C)	20		

Figura 32. Dados de entrada para o caso base.

Em cima do caso base foram gerados gráficos para comparação com os casos de variação dos parâmetros dentro de intervalos encontrados no campo. Foram traçadas três curvas para cada parâmetro. Uma do caso base em função da profundidade e outras duas para os extremos dos intervalos mostrados na Tabela 6. Inicialmente foi analisada a influência da relação de erosão na injetividade do poço. Estas variações estão mostradas na Tabela 6, conforme a seguir:

Tabela 6: Dados utilizados na planilha SPIN.

Dados de entrada	Nomenclatura	Unidade	Dimensão	Valor	Intervalo
Permeabilidade da formação	k	Md	L ²	1000	0,5-1500
Porosidade	φ	-	-	0,25	0,17-0,30
Temperatura do reservatório	T _{res}	°C	grad	100	50-300
Temperatura da água injetada	T ⁰	°C	grad	50	4 – 90
Pressão do reservatório	p _{res}	MPa	M/T ² L	30	1-600
Espessura do reservatório	H	m	L	50	1-700
Raio do poço	r _w	m	L	0,1	0,1-0,15
Raio de contorno (meia distância entre injetor e o produtor)	R _c	m	L	1000	100-1200
Saturação de água inicial	S _{wi}	-	-	0,18	0,1-0,2
Permeabilidade relativa da água na presença de óleo residual	k _{rwor}	-	-	0,2	0,15-0,25
Índice de Corey para a água	n	-	-	3	2-6
Saturação de óleo residual	S _{or}	-	-	0,2	0,15-0,3
Permeabilidade relativa do óleo na presença de água de conata	k _{rowi}	-	-	0,7	0,6-0,85
Índice de Corey para o óleo	m	-	-	2	1,5-2,5
Viscosidade da água no reservatório	μ _w (T _{res})	Pa*s	M/TL	0,5	
Viscosidade da água na injeção	μ _w (T ⁰)	Pa*s	M/TL	0,8	
Viscosidade do óleo no reservatório	μ _o (T _{res})	Pa*s	M/TL	20	
Viscosidade do óleo na temperatura de injeção	μ _o (T ⁰)	Pa*s	M/TL	30	
Densidade da rocha	ρ _r	kg/m ³	M/L ³	3000	2000-5000
Capacidade térmica da rocha	Cr	kWh/m ³ .°C	M/ T ² .L.grad	0,977	
Capacidade térmica da água	Cw	kWh/m ³ .°C	M/ T ² .L.grad	1,161	
Capacidade térmica do óleo	Co	kWh/m ³ .°C	M/ T ² .L.grad	0,428	
Vazão de injeção	q	m ³ /s	M ³ /T	1000	10-7000
Pressão de injeção no fundo do poço	P _{inj}	MPa	M/T ² L	45	1-100
Salinidade de água injetada	IS	ppm	-	3000	50-15000
Concentração de partículas	c	ppm	-	10	0,1-10
Tamanho das partículas	r _p	μm	L	1	0,1-10
Densidade das partículas	ρ _s	kg/m ³	M/L ³	2600	2000-5000
Coeficiente de filtração	λ	1/m	1/L	40	3-500
Coeficiente de dano de formação	β	-	-	200	50-2000
Relação de porosidades críticas	α	-	-	0,1	0,03-0,60
Permeabilidade do reboco	k _c	md	L ²	1	0,1-100
Relação de erosão	b	-	-	0,03	0,01-0,5

Dentro dos intervalos de variação mostrados na Tabela 6 foram rodados vários casos para a análise de sensibilidade do modelo:

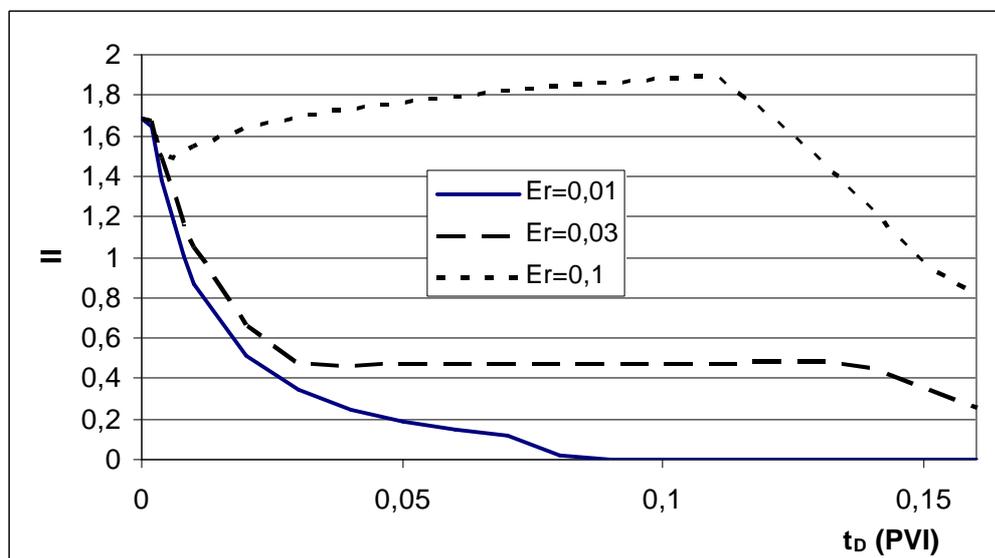


Figura 33. Injetividade do poço para três relações de erosão diferentes.

A Figura 33 mostra que caso fosse utilizado uma relação de erosão maior, a injetividade iria aumentar, indicando que o reboco não seria formado e o efeito de variação de mobilidade seria determinante para a previsão de injetividade. Caso a relação de erosão fosse menor do que a recomendada, a deposição no reboco seria maior e o reboco seria mais espesso. Estas informações podem ser melhor visualizadas no gráfico de impedância mostrado na Figura 34.

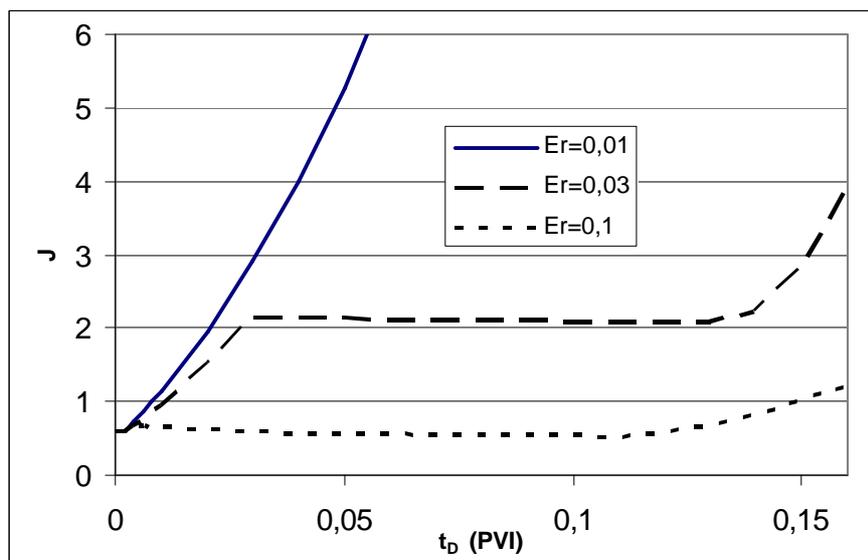


Figura 34. Impedância do poço para três relações de erosão diferentes.

No gráfico mostrado na Figura 34 o crescimento do reboco é linear e depois se estabiliza. No gráfico da impedância, que é o inverso da injetividade, a reta ascendente representa o crescimento do reboco e depois, acontece a estabilização da impedância. Neste exemplo, ocorre uma pequena redução da impedância durante a fase de erosão do reboco, isto acontece devido ao aumento da mobilidade dos fluidos no reservatório.

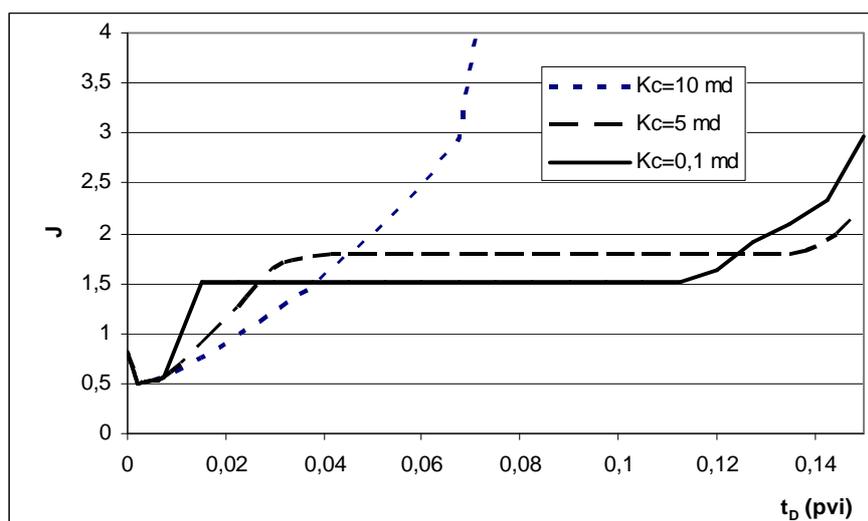


Figura 35. Influência da permeabilidade do reboco na impedância.

No gráfico da Figura 35 está mostrada a influência da permeabilidade do reboco na impedância. Quanto maior a permeabilidade do reboco, maior é a espessura do reboco durante a erosão, por isto, a erosão demora mais a aparecer.

Para permeabilidade acima de 8 mD o reboco tampona totalmente o poço e não é possível visualizar a fase de estabilização da impedância.

Na Figura 36 está mostrada a influência do coeficiente de filtração na impedância. A influência é mais pronunciada para baixos valores do coeficiente de dano. Quanto menor o coeficiente de dano mais vai demorar a ocorrer o reboco externo e conseqüentemente mais vai demorar para ocorrer a fase de erosão.

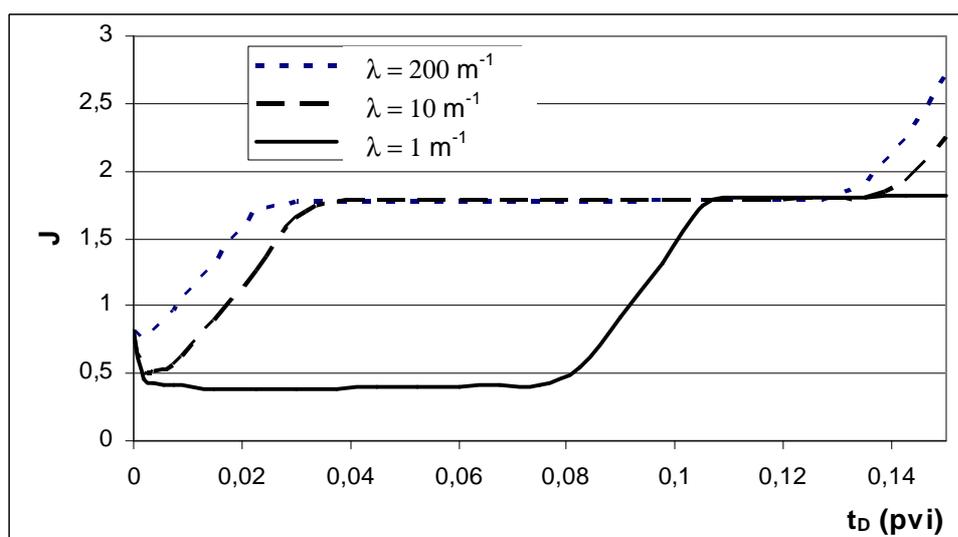


Figura 36. Influência do coeficiente de filtração na impedância.

A influência do coeficiente de dano de formação pode ser visualizada na Figura 37. A redução do coeficiente de dano de formação reduz a impedância total, pois menor será a redução de permeabilidade da formação durante a filtração profunda.

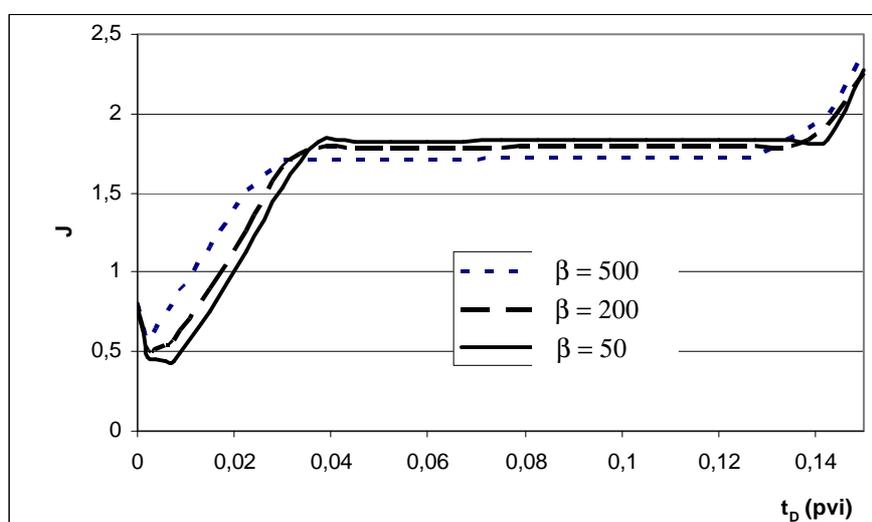


Figura 37. Influência do coeficiente de dano de formação na impedância.

Na Figura 38 foram plotadas 3 curvas de variação da impedância no tempo para três diferentes frações críticas de porosidades. A redução da fração crítica de porosidades na transição de filtração profunda para o reboco externo reduz a impedância total, pois menor será a redução de permeabilidade da formação durante a filtração profunda.

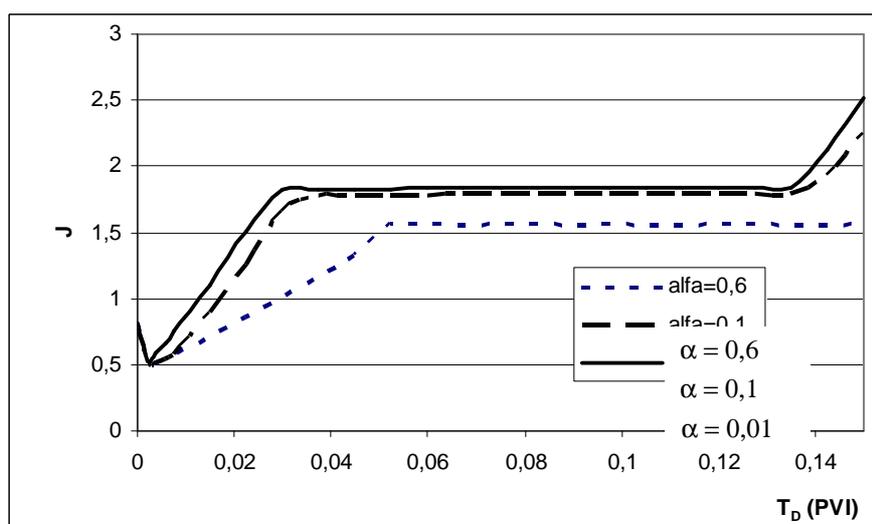


Figura 38. Influência da fração crítica de porosidades na impedância.

Na Figura 39 está mostrada a previsão da impedância para diferentes pressões de injeção. É interessante notar que quanto maior a pressão de injeção, maior será a espessura do reboco, pois maiores serão as vazões permeantes e conseqüentemente maiores serão as forças que tendem a aderir as partículas no reboco. No gráfico da Figura 39, os diferenciais de pressão representam a pressão na frente dos canhoneados diminuída da pressão estática do reservatório, na mesma profundidade.

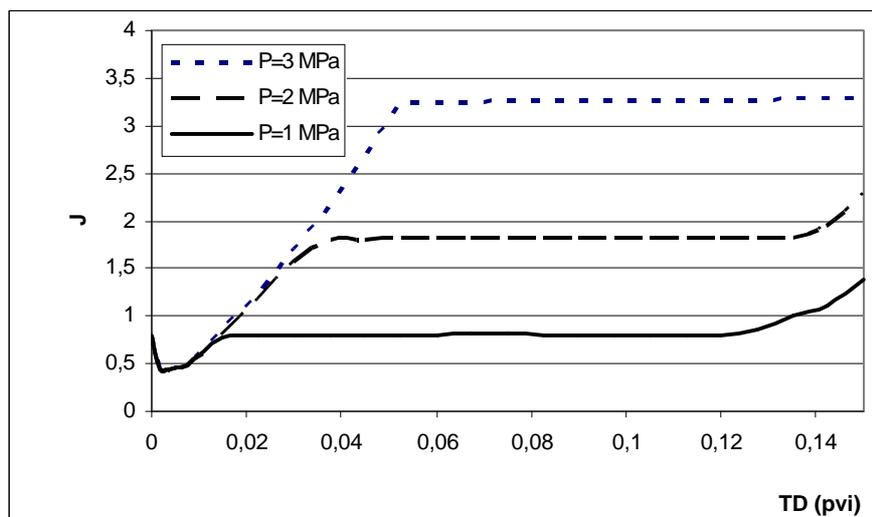


Figura 39. Impedância para diferentes diferenciais de pressões de injeção.

Na Figura 40 são apresentadas as vazões injetadas correspondentes ao gráfico da Figura 39. O ponto importante que mostra a Figura 40 é a estabilização das vazões em torno de um mesmo valor na fase de estabilização do reboco. Este fenômeno é explicado pelo fato das forças de aderência serem proporcionais à vazão de injeção e as forças permeantes são similares durante a estabilização do reboco.

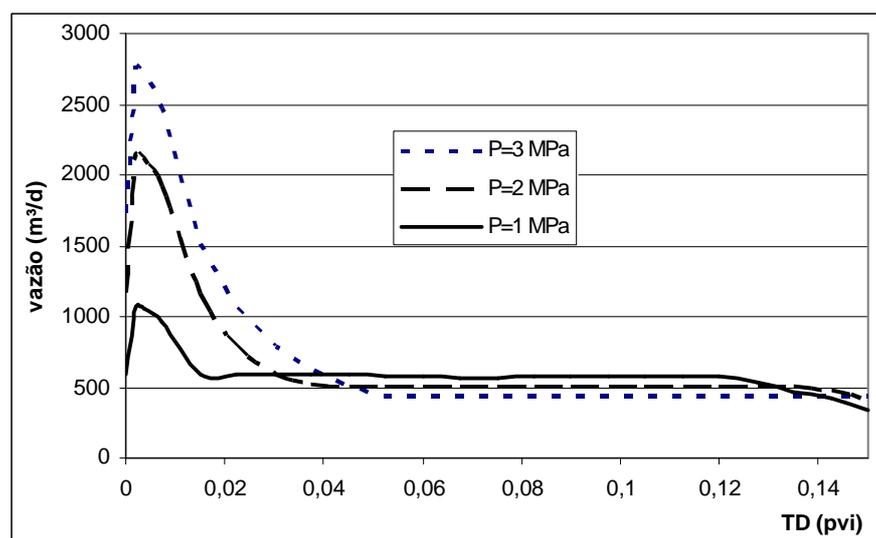


Figura 40. Vazão injetada para diferentes diferenciais de pressões de injeção.

O modelo mostrado nesta tese para explicar o comportamento da injetividade dos poços apresenta melhores resultados que os existentes na literatura. Um exemplo deste ajuste pode ser visto na Figura 41, onde está mostrado o comportamento da injetividade de um poço do Golfo do México e a previsão da injetividade por dois métodos diferentes: pelo modelo proposto por Sharma et al. (1999) e pelo modelo completo mostrado nesta tese.

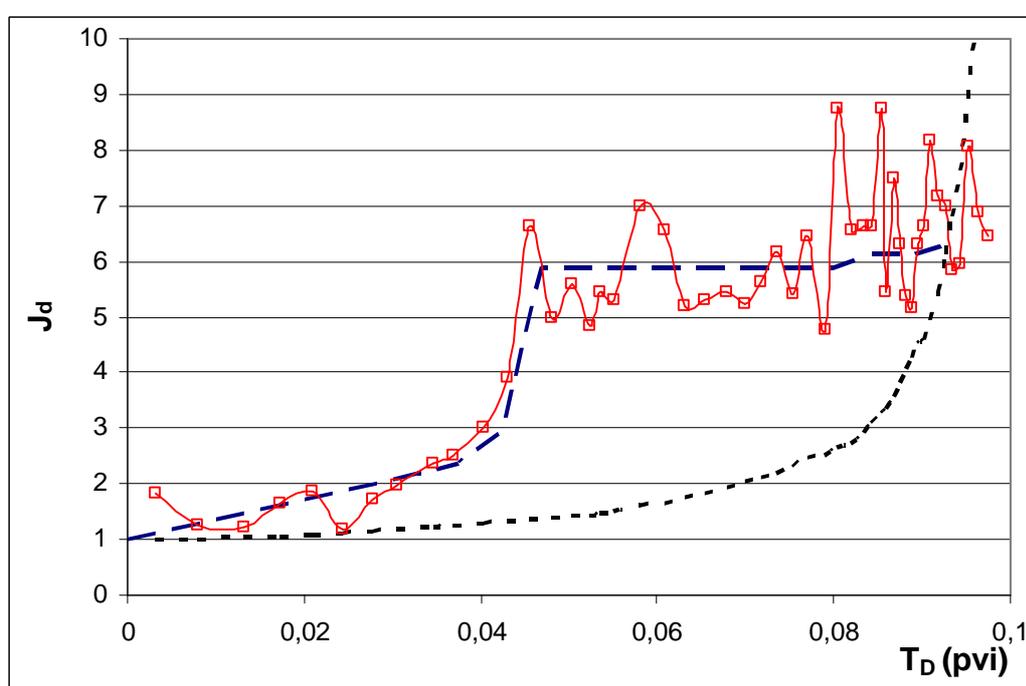


Figura 41. Impedância de um poço injetor. Observado no Golfo do México, linha contínua; modelado por (SHARMA et al., 1999), linha pontilhada e ajustado pelo modelo apresentado nesta tese, linha tracejada.

Os dados mostrados na Figura 41 foram retirados do trabalho de Sharma et al. (1999) e corrigidos pela mudança de mobilidade. Na Figura 41 nota-se claramente que o modelo proposto nesta tese ajusta-se melhor aos dados observados.

O modelo de previsão de injetividade considerando a erosão de reboco foi utilizado para analisar o comportamento da impedância de vários poços injetores de campos offshore do Brasil. Um exemplo está mostrado na Figura 42.

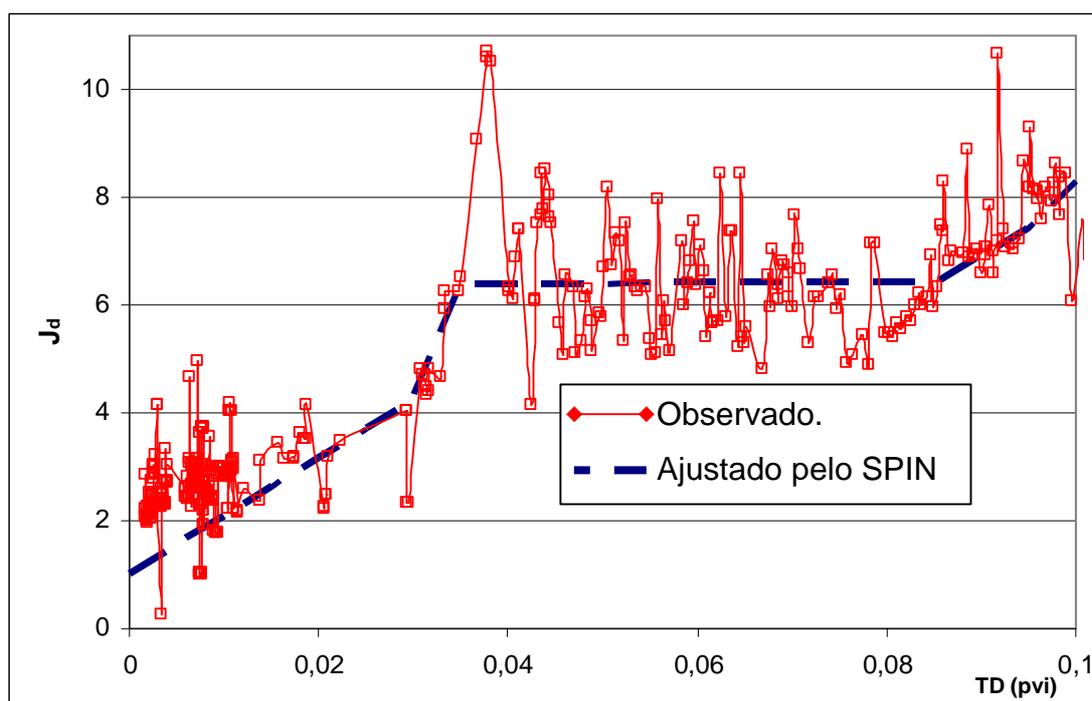


Figura 42. Impedância de um poço injetor de um campo offshore do Brasil.

Os dados mostrados na Figura 42 mostram as quatro fases de formação de dano de formação, descritas nesta tese: filtração profunda, formação do reboco, erosão do reboco e entupimento do poço. É interessante notar neste poço que a maior parte do tempo a injeção ocorre na fase de erosão do reboco externo. Este comportamento foi verificado também em outros poços injetores.

Nos exemplos mostrados, a influência dos coeficientes de filtração e de dano de formação é menor do que a influência dos coeficientes que caracterizam o reboco. Porque a erosão do reboco é o principal determinante da impedância na maior parte do tempo. Esta constatação é comum em poços que postergam ao máximo as estimulações.

CAPÍTULO 9 - CONCLUSÕES

1. O raio da zona de dano de formação é determinado pelo fato de que as partículas retidas fora da zona de dano quase não afetam a injetividade dos poços.
2. O raio típico de uma zona de dano varia entre 0,1 m e 1,5 m. Esta informação é importante para o planejamento de operações de recanhoneio e de acidificação.
3. Variação na temperatura da água injetada de 80 °C para 30 °C leva a mudança na impedância de 1 para 1,4.
4. A rigor, deve ser levada em conta a variação de mobilidade considerando os efeitos térmicos na previsão de perda de injetividade durante a interpretação de histórico de injetividade dos dados de campo. O efeito da variação da temperatura é particularmente significativo para reservatórios de óleo leves e para danos de formação relativamente baixos.
5. O tamanho das partículas é decrescente com a espessura do reboco. A permeabilidade do reboco também decresce ao longo do reboco. Isto explica a baixa permeabilidade do reboco.
6. A simulação da espessura do reboco estabilizado mostra resultados próximos aos verificados em testes laboratoriais, resultando em valores estáveis para o valor da relação de erosão, E_r .

7. O aumento do diferencial da pressão de injeção resulta inicialmente em um aumento na vazão de injeção. Este aumento da vazão permeante causa um aumento na espessura do reboco e conseqüentemente uma redução da injetividade. O aumento da pressão de injeção compete com a redução da injetividade tornando a vazão de injeção pouco dependente da pressão de injeção.
8. O modelo SPIN desenvolvido nesta tese apresenta melhores resultados do que o modelo comercial WID. O modelo WID prevê somente os efeitos da filtração profunda e da formação de reboco externo. Este modelo não considera a erosão do reboco e o entupimento da coluna. Portanto, o modelo WID não reproduz as curvas típicas de injetividade em poços injetores.

9.1 - Recomendações

1. Desenvolver o modelo para outras configurações de poços, tais como poços horizontais, poços fraturados, poços estendidos, etc.
2. Desenvolver os cálculos no software SPIN para outras configurações de poços.
3. Desenvolver as equações básicas para a formação de reboco através de suspensões de partículas poli-dispersas.
4. Desenvolver o modelo para a situação onde o tempo de transição e o tempo de erosão variam ao longo do poço injetor.
5. Criar um banco de dados com todos os parâmetros do software SPIN para ser possível fazer correlações destes parâmetros para os novos poços e assim simular a previsão de injetividade em novos campos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AL-ABDUWANI, F.A.H.; BEDRIKOVETSKY, P.; FARAJZADEH, R.; VAN DEN BROEK, W.M.G.T.; CURRIE, P.K. (2005) External Filter Cake Erosion. Mathematical Model and Experimental Study. *SPE* 94635.
- ALTMANN, J.; RIPPERGER, S. (1997) Particle deposition and layerformation at the crossflow microfiltration. *Journal of MembraneScience*. 124: p. 119-128.
- BARTELDS, G.A.; BRUINING, J.; MOLENAAR, J. (1997) The Modeling of Velocity Enhancement in Polymer Flooding. *Transport in Porous Media*, 26, 75–88.
- BEDRIKOVETSKY, P.; MARCHESIN, D.; SHECAIRA, F.S.; SOUZA, A.L.S.; MILANEZ, P.; REZENDE, E. (2001) Characterisation of Deep-Bed Filtration System from Laboratory Pressure Drop Measurements. *Journal of Petroleum Science and Engineering*. 64(3): p. 167-177.
- BEDRIKOVETSKY, P.; SILVA, M.F.; VAN DEN BROEK, W.M.G.T.; SIQUEIRA, A.G.; SERRA, A.L. (2003) External Filter Cake Characterization from Laboratory Pressure Drop Measurements, *SPEPF*.
- BEDRIKOVETSKY, P.; MARCHESIN, D.; HIME, G.; ALVAREZ, A.; SIQUEIRA, A.G.; SERRA, A.L.; RODRIGUES, J.R.P.; MARCHESIN, A.; VINICIUS, M. (2004) Inverse Problems for Treatment of Laboratory Data on Injectivity Impairment. *Symposium on Formation Damage Control*, Lafayette, Louisiana, USA, 18-20, *SPE* 86523.
- BEDRIKOVEDSKY, P.; ROCHA, D.; SILVA, M.J.S., A.L.S.; FURTADO, C. (2005) Well-History-Based Prediction of Injectivity Decline (accounting for oil-water mobility during waterflooding) *SPE 11th Latin American and Caribbean*

Petroleum Engineering Conference and Exhibition. Rio de Janeiro, Brasil: SPE 93885.

BRATVOLT, R.B.; HORNE, R.N. (1988) Analysis of Pressure-Falloff Tests Following Cold-Water Injection. *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*, Houston, Oct. 2-5, SPE 18111.

BUCKLEY, S.E.; LEVERETT, M.C. (1942) Mechanism of fluid displacement in sands, *Trans. AIME*, 142, 107-116.

BURGANOS V.N.; MICHALOPOULOU, A.C; DASSIOS, G.; PAYATAKES, A.C. (1992) Creeping Flow Around And Through A Permeable Sphere Moving With Constant Velocity Towards A Solid Wall: A Revision, *Chem. Eng. Comm.*, 117: 85-88.

CHAUVETEAU, G.; NABZAR, L.; COSTE, J.P. (1998) Physics and Modeling of Permeability Damage Induced by Particle Deposition. SPE 39463.

CIVAN, F. (1999) Phenomenological Filtration Model for Highly Compressible Filter Cakes Involving Non-Darcy Flow. *SPE Mid-Continent Operations Symposium*. Oklahoma City, U.S.A.: SPE 52147.

COREY, A.T. (1954) The interrelation Between Gas and Oil Relative Permeability, *Producers Monthly* 19, No. 11, 34-41.

DAVIDSON, D.H. (1979) Invasion and Impairment of Formation by Particulates. *SPE* 8210

DAWSON, R.; LANTZ R.B. (1972) Inaccessible Pore Volume in Polymer Flooding. *Soc Petr Eng J.*, 448-452.

DONALDSON, E.C.; BAKER, B.A.; CARROL, H.B. (1977). Particle transport in sandstones, *SPE* 6905.

DONEVA T.A.; VASSILIEFF C.S.; KRUSTEVA E.D. (1998) Crossflow microfiltration of latex suspensions: test of diferent models. *Colloids Surfaces A: Physicochem. Eng. Aspects* 138, 245–254.

- DULLIEN, F.A.L. (1992) *Porous Media: Fluid Transport and Pore Structure*. 2nd Edition, San Diego, California. *Academic Press*, 574p.
- ELIMELECH, M.; GREGORY, J.X.; WILLIAMS, R.A. (1998) *Particle Deposition & Aggregation: Measurement, Modelling and Simulation*. *Paperback ed. Colloid and Surface Engineering*, ed.R.A. Williams. Woburn: Butterworth-Heinemann. 441.
- FAN, L.T.; NASSAR, R.; HWANG, S.H.; CHOU, S.T. (1985) Analysis of deep-bed filtration data: modeling as a birth-death process. *AIChE Journal*, 31(1), p.1781-1790.
- FATT, I. (1956) The network model of porous media I. Capillary characteristics, *Pet. Trans. AIME*, 207, 144-159.
- FAYERS, F.J. (1962) Some theoretical results concerning the displacement of a viscous oil by a hot fluid in a porous medium. *J. Fluid Mech.* 13, 65–76.
- GOMES, A.C.A. (2003) *Efeitos Do Fluxo Bifásico E Da Compressibilidade No Declínio Da Injetividade Nos Poços Injetores De Água*. Tese de Mestrado - Universidade Estadual do Norte Fluminense – Laboratório de Engenharia de Petróleo, Macaé, Rio de Janeiro.
- GREGORY, J. (1981) Approximate expressions for retarded van der waals interaction. *Journal of Colloid and Interface Science*. 83(1): p. 138-145.
- GRUESBECK, C.; COLLINS, R.E. (1982) Entrainment and deposition of fine particles in porous media. *Soc. Pet. Eng. J.* 22:847–856 .
- HAMACHI, M.; MIETTON-PEUCHOT, M. (1999) Experimental investigation of cake characteristics in crossflow microfiltration. *Chemical Engineering Science*. 54, p.4023.
- HAPPEL, J.; BRENNER, H. (1982) *Low Reynolds Number Hydrodynamics*, 2nd ed., *Kluwer Academic Publ.*, Dordrecht, 553 p.

- HERZIG, J.P.; LECLERC, D.M.; LE GOFF, P. (1970) Flow of suspensions through porous media - application to deep filtration. *Industrial and Engineering Chemistry*. 65(5): p. 8-35.
- HOGG, R.; HEALY, T.W.; FUERSTENAU, D.W. (1965) Mutual coagulation of colloidal dispersions. Transactions of the Faraday Society. *Handbook of Mathematical Functions*. Chapter 5, *Dover Publications*: New York.
- HONG, S.; FAIBISH, R.S.; ELIMELECH, M. (1997) Kinetics of Permeate Flux Decline in Crossflow Membrane Filtration of Colloidal Suspensions. *Journal Of Colloid And Interface Science* 196, 267–277.
- HOVDAN, M. (1986) Water Injection - Incompressible Analytical Solution With Temperature Effects" *Technical report* MH-1/86, Statoil, Stavanger, Norway.
- HSU, E.H.; FAN, L.T. (1984) Experimental study of deep-bed filtration: a stochastic treatment. *AIChE Journal*, 30(3), 267-273.
- HUISMAN, I.H.; ELZO, D.; MIDDELINK, E.; CHRISTIAN A.T. (1996) Properties of the cake layer formed during crossflow microfiltration. *Colloids and Surfaces AV138/2*, p265-281.
- IMDAKM, A.O.; SAHIMI, M. (1987) Transport of large particles in flow through porous media, *Physical Review A*, 36, 5304-5309.
- IOANNIDIS, M.A.; KWIECEN, M.J.; CHATZIS, I.; MACDONALD, I.F.; DULLIEN, F.A.L. (1997) Comprehensive pore structure characterization using 3D computer reconstruction and stochastic modeling. *SPE* 38713.
- ISON, C.R.; IVES, K.J. (1969) Removal Mechanisms in deep bed filtration. *Ch Eng.Sci.*, 24,717-729.
- IWAZAKI, T. (1937) Some notes on sand filtration. *J. Am. Water Works Ass.*, 1591–1602.
- JIAO, D.; SHARMA, M.M. (1994) Mechanism of Cake Buildup in Crossflow Filtration of Colloidal Suspensions. *Journal of Colloid and Interface Science*. 162: p. 454-462.

- KANG, S.T.; SUBRAMANI, A.; HOEK, E.M.V.; DESHUSSES, M.A.; MATSUMOTO, M.R. (1995) Direct observation of biofouling in cross-flow microfiltration: mechanisms of deposition and release. *Journal of Membrane Science*. 244: p. 151-165.
- KARAKAS, M.; SANEIE, S.; YORTSOS, Y. (1986) Displacement of a viscous oil by the combined injection of hot water and a chemical additive. *SPE Res. Eng.* July 1986, 391–402.
- KHATIB, Z. (1994) Prediction of Formation Damage Due to Suspended Solids: Modeling Approach of Filter Cake Buildup in Injectors. *SPE 28488 Annual Technical Conference and Exhibition*, New Orleans, LA, 25-28.
- LU, W.M.; HWANG, K.J. (1995) Cake Formation in 2-D Cross-Flow Filtration. *AIChE J.* 41(6): p. 1443.
- MACKIE, R.I.; HORNER, R.M.W.; JARVIS, R.J. (1987) Dynamic modeling of deep-bed filtration, *AIChE Journal*, 33(11), 1761-1775.
- MACKLEY, M.R.; SHERMAN, N.E. (1992) Cross-flow cake filtration mechanisms and kinetics. *Chemical Engineering Science*, Vol. 47, No. 12, pp. 3067-3084.
- MASSEI, N.; LACROIX, M.; WANG, H.Q.; DUPONT, J. (2002) Transport of particulate material and dissolved tracer in a highly permeable porous medium: comparison of the transfer parameters. *Journal of Contaminant Hydrology* 57, 21– 39.
- O'NEILL, M.E. (1968) A sphere in a contact with a plane wall in a slow linear shear flow, *Chem Eng Sci.*, v. 23, p.1293-1298.
- OORT, VAN E.; VELZEN, VAN J.F.G.; LEELOOIJER, K. (1993) Impairment by Suspended Solids Invasion: Testing and Prediction, *SPE, Production and Facilities*.
- PANG, S.; SHARMA, M.M. (1994) A Model for Predicting Injectivity Decline in Water Injection Wells. *SPE 69th Annual Technical Conference & Exhibition*, SPE 28489, New Orleans, Louisiana. p25-28.

- PAUTZ, J.F., CROCKER, M.E. (1989) Relating Water Quality and Formation Permeability to Loss of Injectivity. *SPE Production Operations Symposium*, SPE 18888, Oklahoma City, Oklahoma.
- PAYATAKES, A.C.; TIEN, C.; TURIAN, R.M. (1973) A new model for granular porous media. I. Model formulation. *AIChE J.*, 19(1), 58-76.
- PAYATAKES, A.S.; RAJAGOPALAN, R.; TIEN, C. (1974) Application of Porous Medium Models to the Study of Deep Bed Filtration. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 52.
- RODRIGUES, E.R. (2001) *Declínio de Injetividade Devido à Injeção das águas do Mar/Produzida: Estudo Matemático, Laboratorial e de Campo*. Tese (Mestrado em Engenharia de Reservatório e Exploração de Petróleo), Universidade Estadual do Norte Fluminense-UENF, Laboratório de Engenharia e Exploração de Petróleo, Macaé, Rio de Janeiro.
- ROQUE, C.; CHAUVETEAU, G.; RENARD, M.; THIBAUT, G.; BOUTECA, M.; ROCHON, J. (1995) Mechanisms of Formation Damage by Retention of Particles Suspended in Injection Water. *SPE European Formation Damage Conference*. The Hague, The Netherlands: SPE 30110.
- RUBIN, G. (1977) *Widerstands - und Auftriebsbeiwerte von ruhenden kugelförmigen Partikeln in stationären, wandnahen laminaren Grenzschichten*, Dissertation, TH Karlsruhe.
- SAFFMANN, P.G. (1968) Correction to "The lift on a small sphere in a slow shear flow". *Journal of Fluid Mechanics*. 31: p. 624.
- SAHIMI, M.; GAVALAS, G.R.; TSOTSIS, T.T. (1990) Statistical and continuum models of fluid-solid reactions in porous media. *Chemical Engineering Science*, 45(6), 443-1502.
- SANTOS, A.; BEDRIKOVETSKY, P. (2005) A Stochastic Model for Particulate Suspension Flow in Porous Media. *Transport in Porous Media*. Aceito para publicação em Fev. 2005.

- SHARMA, M.M.; YORTSOS, Y.C. (1987) Transport of Particulate Suspensions in Porous Media: Model Formulation. *AIChE J.*, 33 (10), 1636.
- SHARMA, M.M.; PANG, S.; WENBERG, K.E.; MORGENTHALER, L.N. (1999) Injectivity Decline in Water-Injection Wells: An Offshore Gulf of Mexico Case Study. *SPE* 60901.
- SILVA, M.; BEDRIKOVEDSKY, P.; VAN DEN BROEK, W.M.G.T.; SIQUEIRA, A.; SERRA, A.L. (2004) A New Method for Injectivity Impairment Characterization From Well and Coreflood Data. *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Houston, Texas, U.S.A.: *SPE* 89885.
- SIQUEIRA, A.G. (2000) *Modelagem em Rede 3D do Escoamento de Fluidos Particulados em Meios Porosos*. Tese (Mestrado em Engenharia de Reservatório) - Universidade Estadual de Campinas – Faculdade de Engenharia Mecânica, Campinas, São Paulo.
- SONG, L.; ELIMELECH, M. (1995) Theory of Concentration Polarization in Crossflow Filtration. *Journal of the Chemical Society, Faraday Transactions*. 91(19): p. 3389-3398.
- SOO, H.; RADKE, C.J. (1986) A filtration model for the flow of dilute stable emulsions in porous media: Theory. *Chemical Engr. Sci.*, 41:263-272.
- STAMATAKIS, K.; TIEN, C. (1993) A Simple Model of Cross-Flow Filtration Based on Particle Adhesion. *AIChE J.* 39(8): p.1292-1302.
- SURI, A.; SHARMA, M.M. (2001) Strategies for Sizing Particles in Drilling and Completion Fluids. *SPE* 68964.
- TIEN, C.; PAYATAKES, A.C. (1979) Advances in deep bed filtration . *AIChE J* . Vol. 25 , p737.
- TODD, A.C., NOORKAMI, M., TWEEDIE, J.A., (1979) Review of Permeability Damage Studies and Related North Sea Water Injection, *SPE International Symposium on Oilfield and Geothermal Chemistry*, Dallas, Texas. *SPE* 7883.

- TODD, A.C., SOMERVILLE, J.E., SCOTT, GRAHAM, HERIOT-WATT U. (1984) An Application of Depth of Formation Damage Measurements in Predicting Water Injectivity Decline. *Formation Damage Control Symposium*. Bakersfield, California. SPE 12498.
- TODD, A.C., KUMAR, TARKESHWAR, MOHAMMADI, SHAHROKH, HERIOT-WATT U. (1988) The Value and Analysis of Core-Based Water Quality Experiments as Related to Water Related Injection Schemes. *SPE Formation Damage Control Symposium*, Bakersfield, California. SPE 17148.
- TRAN, T.K. (1998) Permeability decrease of sandstone as a result of injection of oil- and solids-containing water, *Applied Earth Sciences*. Delft University.15.
- VAN DEN BROEK, W.M.G.T.; BRUIN, J.N.; TRAN, T.K.; VAN DERZANDE, M.J.; VAN DER MEULEN, H. (1999) Core-flow experiments with oil and solids containing water. *SPE European Formation Damage Conference*. The Hague, The Netherlands: SPE 54769.
- VEERAPEN, N.B.; CHAUVETEAU, G. (2001) In-Depth Permeability Damage by Particle Deposition at High Flow Rates. *SPE 68962*.
- VETTER, O.J.; KANDARPA, V.; STRATTON, M.; VEITH, E. (1984) Particle Invasion into Porous Medium and Related Injectivity Problems, SPE 16625.
- WEI-MING LU; KUO-LUN TUNG; CHUN-HSI PAN; KUO-JEN HWANG (2002) Crossflow microfiltration of mono-dispersed deformable particle suspension. *Journal of Membrane Science* 198, 225–243.
- WENBERG, K.E.; SHARMA, M.M. (1997) Determination of the Filtration Coefficient and the Transition Time for Water Injection Wells. *SPE European Formation Damage Conference*. the Hague, the Netherlands: SPE 38181.
- WILLIAMS, M. (1940) Radial Filtration of Drilling Muds. *Trans. AIME*, 136: p. 57,s.
- YAO, W.W.; KIRKLAND, J.J.; BLY, D.D. (1971) Modern size-exclusion liquid chromatography: practice of gel permeation and gel filtration chromatography. New York: Wiley,. 476 p.

APÊNDICE A - MODELO AXI-SIMÉTRICO DE FILTRAÇÃO PROFUNDA E CÁLCULOS DE IMPEDÂNCIA

As equações governantes para o modelo unidimensional de filtração profunda axi-simétrica de suspensão de partículas em solução aquosa na presença de óleo residual são o balanço de massa, a cinética de captura e a lei de Darcy modificada.

$$f(1-s_{or}) \frac{\partial c}{\partial t} + \frac{q}{2pr} \frac{\partial c}{\partial r} = - \frac{\partial s}{\partial t} \quad , \quad (\text{A-1})$$

$$\frac{\partial s}{\partial t} = U c \quad . \quad (\text{A-2})$$

$$U = \frac{q}{2pr} = - \frac{k k_{rwor}}{(1+bs)m_w} \frac{\partial p}{\partial r} \quad , \quad (\text{A-3})$$

onde q representa a vazão por unidade de espessura do reservatório.

Definindo as coordenadas adimensionais: a distância X_D , o tempo t_D , a pressão P , a concentração da suspensão C e a concentração das partículas retidas S :

$$\begin{aligned}
t_D &= \frac{1}{\mathbf{f} \mathbf{p} R_c^2} \int_0^t q(t) dt ; \\
X_D &= \left(\frac{r}{R_c} \right)^2 ; \quad C = \frac{c}{c^0} ; \quad S = \frac{\mathbf{S}}{\mathbf{f} c^0} ; \\
P &= \frac{4 \mathbf{p} k p}{q_0 \mathbf{m}_w} ; \quad Q(t) = \frac{q(t)}{q_0}
\end{aligned} \tag{A-4}$$

Aqui o raio de contorno, R_c é considerado como a meia-distância entre injetor e produtor, e $q_0 = q(t=0)$ é a taxa de injeção inicial.

Em coordenadas adimensionais, o sistema de equações governantes (A-1)-(A-3) tem a forma:

$$(1 - s_{or}) \frac{\mathcal{I} C}{\mathcal{I} t_D} + \frac{\mathcal{I} C}{\mathcal{I} X_D} = - \frac{\mathcal{I} S}{\mathcal{I} t_D} \tag{A-5}$$

$$\frac{\mathcal{I} S}{\mathcal{I} t_D} = \frac{\mathbf{1} R_c C}{2 \sqrt{X_D}} \tag{A-6}$$

$$\frac{Q}{X_D} = - \frac{k_{rwor}}{(1 + \mathbf{b} \mathbf{f} c^0 S)} \frac{\mathcal{I} P}{\mathcal{I} X_D} \tag{A-7}$$

As condições iniciais e de contorno correspondem à injeção com uma concentração de partículas sólidas especificada em um reservatório sem partículas:

$$\begin{aligned}
t_D = 0 : C = S = 0 \\
X_D = X_w = \left(\frac{r_w}{R_c} \right)^2 : C = 1
\end{aligned} \tag{A-8}$$

É assumido que os coeficientes de filtração, I , e de dano de formação, b , são constantes.

A solução exata do problema de valor inicial do contorno (A-5)-(A-8) é:

$$C(X_D, t_D) = \begin{cases} 0, & \frac{(1-s_{or})(X_D - X_w)}{t_D} \geq 1 \\ \exp\left[-I R_c (\sqrt{X_D} - \sqrt{X_w})\right], & \frac{(1-s_{or})(X_D - X_w)}{t_D} < 1 \end{cases} \quad (\text{A-9})$$

$$S(X_D, t_D) = \begin{cases} 0, & \frac{(1-s_{or})(X_D - X_w)}{t_D} \geq 1 \\ \frac{I R_c}{2\sqrt{X_D}} \exp\left[-I R_c (\sqrt{X_D} - \sqrt{X_w})\right]^* & \\ * [t_D - (1-s_{or})(X_D - X_w)], & \frac{(1-s_{or})(X_D - X_w)}{t_D} < 1 \end{cases} \quad (\text{A-10})$$

Aqui x_w é a coordenada adimensional do poço calculada por (A-4) para o poço $r=r_w$ de raio. Ambas as concentrações C e S desaparecem à frente do banco de concentração e são positivos atrás do banco.

A queda de pressão entre o poço $x_D=x_w$ e o contorno $x_D=1$ é obtido de (A-7):

$$\begin{aligned} \Delta P &= - \int_{x_w}^1 \frac{q P}{q X_D} dX_D \\ &= \frac{Q}{k_{rwor}} \int_{x_w}^1 \frac{1 + b f c^0 S(X_D, t_D)}{X_D} dX_D \end{aligned} \quad (\text{A-11})$$

O índice de injetividade está definido como o fluxo por unidade da queda de pressão entre o injetor e o reservatório:

$$II = \frac{q(t)}{\Delta p(t)} \quad (\text{A-12})$$

A impedância é igual ao inverso do índice de injetividade adimensional:

$$J(t_D) = \frac{II(0)}{II(t_D)} = \frac{q_0 \Delta p(t_D)}{\Delta p(0) q(t_D)} = \frac{\Delta p(t_D)}{\Delta p(0) Q(t_D)} \quad (\text{A-13})$$

No começo da injeção $J(0)=1$, a alteração de impedância como modelada através de sistema (A-5)-(A-8) é causada através de dano de formação; com o cálculo do diferencial de pressão mostrado na Equação (A-11) e a definição de impedância Equação (A-13), é possível separar o efeito do dano de formação na impedância, notificado como J_d :

$$J_d(t_D) = 1 - \frac{b f c^0}{\ln X_w} \int_{x_w}^1 \frac{S(X_D, t_D)}{X_D} dX_D \quad (\text{A-14})$$

O primeiro termo, a unidade na Equação (A-14) é a impedância para fluxo monofásico sem dano de formação. O segundo termo é exatamente a contribuição de dano de formação à impedância.

A substituição de (A-10) em (A-14) resulta na expressão de impedância antes do aparecimento de partículas no raio de contorno.

$$J_d(t_D) = 1 - \frac{b f c^0}{\ln X_w} \int_{X_w}^{\frac{t_D}{1-s_{or}} + X_w} \frac{S(X_D, t_D)}{X_D} dX_D \quad (\text{A-15})$$

O resultado para a concentração depositada atrás da frente (A-10), é obtida pela seguinte expressão, desenvolvida a partir da integral indefinida (A-15):

$$\int \frac{S(X_D, t_D)}{X_D} dX_D = I R_c \exp(I R_c \sqrt{X_w})^* \left[\begin{array}{l} (t_D + (1-s_{or}) X_w) \int \frac{\exp(-I R_c \sqrt{X_D})}{2\sqrt{X_D} X_D} dX_D \\ -(1-s_{or}) \int \frac{\exp(-I R_c \sqrt{X_D})}{2\sqrt{X_D}} dX_D \end{array} \right] \quad (\text{A-16})$$

Criando a nova variável;

$$u = I R_c \sqrt{X_D} \quad (\text{A-17})$$

substituindo a nova variável, (A-17) e simplificando as integrais do lado direito de (A-16) como mostrado em (A-18) e em (A-19):

$$\int \frac{\exp(-I R_c \sqrt{X_D})}{2\sqrt{X_D} X_D} dX_D = I R_c \left(\begin{array}{l} -\frac{\exp(-I R_c \sqrt{X_D})}{I R_c \sqrt{X_D}} \\ -\int \frac{\exp(-u)}{u} du \end{array} \right) \quad (\text{A-18})$$

$$\int \frac{\exp(-I R_c \sqrt{x_D})}{2 \sqrt{x_D}} dx_D = -\frac{\exp(-I R_c \sqrt{x_D})}{I R_c} \quad (\text{A-19})$$

substituindo as integrais (A-18) e (A-19) na Equação (A-16), a equação fica:

$$\int_{x_w}^1 \frac{S(X_D, t_D)}{X_D} dx_D = I R_c \exp(I R_c \sqrt{X_w}) \cdot \left[(t_D + (1-s_{or}) X_w) \left(\frac{\exp(-I R_c \sqrt{X_D})}{\sqrt{X_D}} - I R_c \int_{X_w}^{I R_c \sqrt{X_D}} \frac{\exp(-x)}{x} dx \right) + (1-s_{or}) \frac{\exp(-I R_c \sqrt{X_D})}{I R_c} \right] \quad (\text{A-20})$$

Substituindo os limites X_w e $(t_D/1-s_{or}) + X_w$ na integral da Equação (A-20) e usando a Equação (A-15), obtém-se a equação final para a impedância para $t_D < (1-s_{or})(1-X_w)$:

$$J_d(t_D) = 1 - \frac{b c^0 f}{\ln X_w} I R_c \exp(I R_c \sqrt{X_w}) \cdot \left[(t_D + (1-s_{or}) X_w) \left(\frac{\exp(-I R_c \sqrt{X_w})}{\sqrt{X_w}} - \frac{\exp\left(-I R_c \sqrt{\frac{t_D}{1-s_{or}} + X_w}\right)}{\sqrt{\frac{t_D}{1-s_{or}} + X_w}} - I R_c \int_{I R_c \sqrt{X_w}}^{I R_c \sqrt{\frac{t_D}{1-s_{or}} + X_w}} \frac{\exp(-u)}{u} du \right) + \frac{1-s_{or}}{I R_c} \left[\exp\left(-I R_c \sqrt{\frac{t_D}{1-s_{or}} + X_w}\right) - \exp(-I R_c \sqrt{X_w}) \right] \right] \quad (\text{A-21})$$

Esta expressão pode ser simplificada usando a equação:

$$I R_c (X_w)^{1/2} = I r_w \quad (\text{A-22})$$

A solução do problema (A-5)-(A-8) depois do aparecimento da concentração para $t_D > (1-s_{or})(1-X_w)$ é determinado pela Equação (A-9) e (A-10), ambas as concentrações são positivas para qualquer ponto (X_D, t_D) .

$$J_d(t_D) = 1 - \frac{b f c^0}{\ln X_w} I R_c \exp(I r_w) \cdot \left[\begin{array}{l} \left(\begin{array}{l} \frac{\exp(-I r_w)}{\sqrt{X_w}} \\ - \exp(-I R_c) \\ - I R_c \int_{I r_w}^{I R_c} \frac{\exp(-u)}{u} du \end{array} \right) \\ + \frac{1-s_{or}}{I R_c} [\exp(-I R_c) - \exp(-I r_w)] \end{array} \right] \quad (\text{A-23})$$

Substituindo (A-10) na expressão para queda de pressão (A-11), e substituindo os limites X_w e 1 na integral indefinida da Equação (A-21) e na Equação (A-15), obtém-se a equação da impedância para $t_D > (1-s_{or})(1-X_w)$:

$$J_d(t_D) = 1 - \frac{b f c^0}{\ln X_w} I R_c \exp(I R_c \sqrt{X_w}) \cdot \left[\begin{array}{l} \left(\begin{array}{l} \frac{\exp(-I R_c \sqrt{X_w})}{\sqrt{X_w}} \\ - \exp(-I R_c) \\ - I R_c \int_{I R_c \sqrt{X_w}}^{I R_c} \frac{\exp(-u)}{u} du \end{array} \right) \\ + \frac{1-s_{or}}{I R_c} [\exp(-I R_c) - \exp(-I R_c \sqrt{X_w})] \end{array} \right] + \quad (\text{A-24})$$

A expressão da impedância para $t_D > (1-s_{or})(1-X_w)$ pode ser simplificada através de substituição $I R_c \sqrt{X_w} = I r_w$:

$$J_d(t_D) = 1 - \frac{b f c^0}{\ln X_w} I R_c \exp(I r_w) \cdot \left\{ \begin{array}{l} \left(t_D + (1-s_{or}) X_w \right) \left(\frac{\exp(-I r_w)}{\sqrt{X_w}} - \exp(-I R_c) \right) \\ - I R_c \int_{I r_w}^{I R_c} \frac{\exp(-u)}{u} du \\ + \frac{1-s_{or}}{I R_c} [\exp(-I R_c) - \exp(-I r_w)] \end{array} \right\} \quad (A-25)$$

Assim, a perda de injetividade durante filtração profunda depende de três parâmetros adimensionais: X_w , R_c e c_0 ,

A Equação (A-25) mostra que depois da injeção de partículas, para $t_D > (1-s_{or})(1-X_w)$, a impedância $J_d(t_D)$ é uma linha reta, com a inclinação m . A impedância pode então ser calculada como:

$$J_d(t_D) = 1 + m t_D - d \quad (A-26)$$

onde a inclinação é:

$$m(I, b) = - \frac{b f c^0}{\ln X_w} I R_c \left(\begin{array}{l} \frac{1}{\sqrt{X_w}} - \exp(-I (R_c - r_w)) \\ - I R_c \exp(I r_w) \int_{I r_w}^{I R_c} \frac{\exp(-u)}{u} du \end{array} \right) \quad (A-27)$$

e o erro d tem ordem de magnitude 10^{-5} e pode ser ignorado. Simplificando a expressão da impedância

$$J_d(t_D) = 1 + m t_D. \quad (\text{A-28})$$

Na realidade, o comportamento da impedância devida somente ao dano $J_d(t_D)$ assume a forma linear mostrada na Equação (A-28) assintoticamente. Isto acontece ao mesmo tempo que a frente de água sai da zona de dano de formação, $t_D > (1 - S_{or})(X_d - X_w)$. Fisicamente isto é entendido como se bem no início a frente de água é menor do que o raio do poço e o fluxo é quase linear e depois que a frente de água passa pela zona de dano o fluxo pode ser considerado radial.

Aqui a formação da zona de dano tem o tamanho X_d e está determinada como:

$$\int_{X_d}^1 \frac{S(X_D, t_D)}{X_D} dx \ll \int_{X_w}^{X_d} \frac{S(X_D, t_D)}{X_D} dx_D \quad (\text{A-29})$$

ou seja, a contribuição do depósito existente longe do poço é desprezível para o cálculo da impedância.

Quando a partícula passa para a zona danificada, a concentração de partículas suspensas se torna permanente e da cinética de captura segue que a concentração depositada será linearmente dependente de tempo T . Mais adiante, de (A-20) segue que a impedância também será linearmente dependente do tempo.

APÊNDICE B - MODELO ANALÍTICO PARA TEMPO DE TRANSIÇÃO E REBOCO EXTERNO

A cinética de captura de partículas para fluxo radial é determinada por:

$$\frac{\partial s}{\partial t} = l \frac{q}{2pr} c \quad (\text{B-1})$$

A concentração injetada é constante, de (B-1) e de (A-7), para tempos anteriores ao tempo de transição:

$$s(r_w, t) = \frac{l c^0}{2p r_w} \int_0^t q(t) dt \quad (\text{B-2})$$

Em coordenadas adimensionais, conforme (A-4), a Equação (B-2) se torna:

$$s(r_w, t_D) = \frac{l c^0 f R_c^2}{2 r_w} t_D \quad (\text{B-3})$$

Pela definição de tempo de transição, a concentração depositada no momento de transição é igual para uma determinada fração da porosidade.

$$s(r_w, t_{trD}) = a f \quad (\text{B-4})$$

Esta consideração permite o cálculo do tempo de transição.

$$t_{trD} = \frac{2a r_w}{I c^0 R_c^2} \quad (\text{B-5})$$

A formação de reboco externo começa no momento de transição. A equação para a espessura do reboco, h_c , segue do balanço de volume de partículas que formam o reboco:

$$p[r_w^2 - (r_w - h_c)^2](1 - f_c) = c^0 \int_{t_{tr}}^t q(t) dt \quad (\text{B-6})$$

Desde que a espessura do reboco externo seja muito menor do que o raio do poço ($h_c(t) \ll r_w$) podemos linearizar o lado esquerdo da equação (B-6) e obter uma equação explícita para a espessura do reboco:

$$h_c(t) = \frac{c^0}{2p r_w (1 - f_c)} \int_{t_{tr}}^t q(t) dt \quad (\text{B-7})$$

Usando a lei de Darcy para fluxo através do reboco externo:

$$\frac{q}{2p r} = -\frac{k_c}{m_w} \frac{\partial p}{\partial r} \quad (\text{B-8})$$

pode-se calcular a queda de pressão no reboco:

$$\begin{aligned}\Delta p_c &= - \int_{r_w-h_c}^{r_w} \frac{\partial p}{\partial r} d r = \frac{q \mathbf{m}_w}{2\mathbf{p} k_c r_w} h_c \\ &= \frac{q \mathbf{m}_w c^0}{4\mathbf{p}^2 r_w^2 k_c (1-f_c)} \int_{t_{tr}}^t q(t) dt\end{aligned}\quad (\text{B-9})$$

A adimensionalização da queda de pressão no reboco externo pode ser obtida através de substituição de (A-4) em (B-9):

$$\Delta P_c = \frac{k c^0 \mathbf{f} Q}{x_w k_c (1-f_c)} (t_D - t_{trD}) \quad (\text{B-10})$$

Para tempos maiores que o tempo de transição, a queda de pressão dentro da formação, ΔP_d , é constante, pois por definição não entram mais partículas dentro da formação:

$$\Delta P_d(t_D > t_{trD}) = J_d(t_{trD}) Q(t_D) \Delta P(0) \quad (\text{B-11})$$

A queda de pressão entre o poço e o reservatório é igual ao total da queda de pressão no reboco externo (B-10) mais a queda de pressão no meio poroso (B-11).

$$\Delta P = \Delta P_d + \Delta P_c \quad (\text{B-12})$$

De (B-11), (B-12) e (A-13), obtém-se a equação para a impedância:

$$J_d(t_D) = \frac{\Delta P}{Q(t_D) \Delta P(0)} = J_d(t_{trD}) + \frac{\Delta P_c}{Q(t_D) \Delta P(0)} \quad (\text{B-13})$$

A substituição de (B-10) em (B-13) resulta na equação da impedância, considerando a formação do reboco externo:

$$J_d(t_D) = J_d(t_{trD}) + \frac{k k_{rwor} c^0 \mathbf{f}}{x_w k_c (1 - \mathbf{f}_c) (-\ln x_w)} (t_D - t_{trD}) \quad (\text{B-14})$$

$$= 1 + m t_{trD} + m_c (t_D - t_{trD})$$

A curva de impedância para a condição de reboco externo é uma função linear no tempo, (B-14). A inclinação m , durante a filtração profunda é dada pela Equação (A-27) e a inclinação durante a formação do reboco externo, m_c é:

$$m_c = \frac{k k_{rwor} \mathbf{f} c^0}{k_c (1 - \mathbf{f}_c) x_w (-\ln x_w)} \quad (\text{B-15})$$

Para calcular a permeabilidade do reboco externo, k_c a partir de (B-15), é assumido por simplicidade que a porosidade de reboco externo \mathbf{f}_c é conhecida. A qualidade da caracterização do modelo de dano à formação pode ser melhorada usando a correlação empiricamente obtida entre k_c e \mathbf{f}_c e considerando a variação destas no tempo (BEDRIKOVETSKY et al., 2003).

APÊNDICE C - CÁLCULO DO ÍNDICE DE INJETIVIDADE DURANTE INJEÇÃO DE ÁGUA FRIA SEM DANO

A capacidade térmica de um corpo C é definida como a quantidade de calor Q fornecida ao corpo dividida pelo acréscimo da temperatura deste corpo DT :

$$C = \frac{Q}{\Delta T} \quad (\text{C-1})$$

O calor específico c é a capacidade térmica por unidade de massa m :

$$c = \frac{C}{m} \quad (\text{C-2})$$

A quantidade de calor necessária para aquecer o reservatório com petróleo é calculada como:

$$Q = [c_w \mathbf{r}_w Vol_w + c_o \mathbf{r}_o Vol_o + c_r \mathbf{r}_r Vol_r] \Delta T \quad (\text{C-3})$$

Do equilíbrio de energia:

$$\frac{\Delta Q}{\Delta T} = \frac{\Delta [c_w \mathbf{r}_w Vol_w + c_o \mathbf{r}_o Vol_o + c_r \mathbf{r}_r Vol_r]}{\Delta T} \quad (\text{C-4})$$

Desenvolvendo a Equação (C-4) para o volume diferencial X_D :

$$\frac{\partial [(s+b_T)T]}{\partial t_D} + \frac{\partial [(f(s,T)+h_T)T]}{\partial X_D} = 0 \quad (\text{C-5})$$

onde os coeficientes b_T e h_T são respectivamente:

$$b_T = \frac{c_o \mathbf{r}_o + c_r \mathbf{r}_r \left(\frac{1-f}{f} \right)}{c_w \mathbf{r}_w - c_o \mathbf{r}_o}; \quad h_T = \frac{c_o \mathbf{r}_o}{c_w \mathbf{r}_w - c_o \mathbf{r}_o} \quad (\text{C-6})$$

A equação de Buckley-Leverett para fluxo axi-simétrico é igual para a injeção de água no caso linear. Da conservação do volume:

$$\frac{\partial s}{\partial t_D} + \frac{\partial f(s)}{\partial X_D} = 0 \quad (\text{C-7})$$

A expressão para a vazão adimensionalizada total é:

$$Q = -\Pi(s) X_D \frac{\partial P}{\partial X_D} \quad (\text{C-8})$$

Onde $\Pi(s)$ é a mobilidade adimensional total de fases:

$$\Pi(s) = k_{rw}(s) + \frac{k_{ro}(s) \mathbf{m}_w}{\mathbf{m}_o} \quad (\text{C-9})$$

e $f(s, T)$ é o fluxo fracionário:

$$f(s, T) = \frac{1}{1 + \frac{k_{ro}(s) \cdot \mathbf{m}_w(T)}{k_{rw}(s) \cdot \mathbf{m}_o(T)}} \quad (\text{C-10})$$

As condições de contorno e a condição inicial é:

$$X_D = X_w = \left(\frac{r_w}{R_c} \right)^2 : f = 1 \quad (\text{C-11})$$

$$t_D = 0 : s = s_{wi} \quad (\text{C-12})$$

A solução do problema (C-1), (C-4) e (C-5) é dependente da variável

$$\mathbf{x} = \frac{X_D - X_w}{t_D} \quad (\text{C-13})$$

Substituindo (C-8) na Equação (C-5) temos:

$$s(\mathbf{x}, T) = \begin{cases} f'^{-1}(\mathbf{x}, T_j), & 0 < \mathbf{x} < D4 \\ s_4, & D4 < \mathbf{x} < D3 \\ f'^{-1}(\mathbf{x}, T_i), & D3 < \mathbf{x} < D2 \\ s_{wi}, & D2 < \mathbf{x} < \infty \end{cases} \quad (\text{C-14})$$

Aqui $(f')^{-1}$ é a função inversa da derivada do fluxo fracionário

$$f'(s) = \frac{X_D - X_w}{t_D} \quad (\text{C-15,})$$

Onde:

$$D2 = f'(s_2, T_i) = \frac{f(s_2, T_i)}{s_2 - s_{wi}} \quad (C-16)$$

$$D3 = f'(s_3, T_i) = \frac{f(s_3, T_i) + h_T}{s_3 + b_T} \quad (C-17)$$

$$D3 = \frac{f(s_4, T_j) + h_T}{s_4 + b_T} \quad (C-18)$$

$$D4 = f'(s_4, T_j) \quad (C-19)$$

A queda de pressão entre o injetor e o raio de contorno, R_c , é obtido pela integração da equação:

$$\Delta P(t_D) = - \int_{X_w}^1 \frac{\partial P(X_D, t_D)}{\partial X_D} dX_D = \quad (C-20)$$

$$Q \int_{X_w}^1 \frac{1}{X_D \Pi(s(X_D, t_D), T)} dX_D$$

De (C-15) e (A-11) segue a expressão para variação de impedância durante injeção de água sem partículas:

$$J(t_D, T) = \frac{k_{rwor}}{M \ln(X_w)} \int_{X_w}^1 \frac{1}{X_D \Pi(s(X_D, t_D), T)} dX_D \quad (C-21)$$

Para um tempo adimensional tendendo ao infinito, a impedância (C-16) varia com o inverso da relação de mobilidade:

$$J_{BL}(t_D \rightarrow \infty) \rightarrow \frac{1}{M} \quad (C-22)$$

APÊNDICE D - EQUAÇÃO DA IMPEDÂNCIA PARA PERDA DA INJETIVIDADE DURANTE A INJEÇÃO DE ÁGUA FRIA

O dano de formação dentro do poço pode ser assumido que acontece na região interna à região delimitada pelo raio de dano. A saturação de água nesta área pode ser considerada igual à saturação de água na condição de óleo residual, mesmo no começo da injeção. Assumido a redução linear da permeabilidade com a retenção de partículas, a mobilidade da água com partículas suspensas nesta região é:

$$\Pi(1 - s_{or}, \mathbf{s}) = \frac{k_{rwor}}{1 + \mathbf{b} \mathbf{s}} \quad (\text{D-1})$$

Considerando o fluxo de duas fases, uma fase de óleo e a outra de uma suspensão aquosa de partículas, a mobilidade dos fluidos no reservatório durante a injeção de água toma a forma:

$$\Pi(s, \mathbf{s}) = \frac{k_{rw}(s)}{1 + \mathbf{b} \mathbf{s}} + \frac{k_{ro}(s) \mathbf{m}_w}{\mathbf{m}_o} \quad (\text{D-2})$$

Pode-se dividir a distância entre o injetor e poços de produção em dois intervalos: zona com dano de formação $[X_w, X_d]$ e zona com variação de mobilidade $[X_d, 1]$. O cálculo da queda de pressão pode ser expressa por:

$$\begin{aligned} \Delta P(t_D) &= - \int_{X_w}^{X_d} \frac{\partial P(X, t_D)}{\partial X} dX - \int_{X_d}^1 \frac{\partial P(X, t_D)}{\partial X} dX = \\ &= \frac{Q}{k_{rwor}} \int_{X_w}^{X_d} \frac{1 + \mathbf{b} \mathbf{f} c^0 S(X, t_D)}{X} dX + Q \int_{X_d}^1 \frac{dX}{X \Pi(s, 0)} = \\ &= Q \left[\frac{\mathbf{b} \mathbf{f} c^0}{k_{rwor}} \int_{X_w}^{X_d} \frac{S(X, t_D)}{X} dX + \int_{X_w}^{X_d} \frac{dX}{X k_{rwor}} + \int_{X_d}^1 \frac{dX}{X \Pi(s, 0)} \right] \approx \text{(D-3)} \\ &= Q \left[\frac{\mathbf{b} \mathbf{f} c^0}{k_{rwor}} \int_{X_w}^1 \frac{S(X, t_D)}{X} dX + \int_{X_w}^1 \frac{dX}{X \Pi(s, 0)} \right] \end{aligned}$$

A queda de pressão inicial como obtido de (D-3) corresponde a fluir o óleo na presença de água conata: -

$$\Delta P(0) = \frac{\mathbf{m}_o (-\ln X_w)}{\mathbf{m}_w k_{rowi}} \quad \text{(D-4)}$$

Substituindo (D-3) e (D-4) na definição de impedância (A-12), obtém-se:

$$\begin{aligned} J(T) &= \frac{k_{rowi} \mathbf{m}_w}{\mathbf{m}_o (-\ln X_w)} \int_{X_w}^1 \frac{1}{X \Pi(s(X, t_D))} dX \\ &+ \frac{\mathbf{b} c^0 \mathbf{f}}{M (-\ln X_w)} \int_{X_w}^1 \frac{S(X, t_D)}{X} dX \end{aligned} \quad \text{(D-5)}$$

Assim, o primeiro termo em (D-5) é a impedância para injeção de água sem dano, (C-8). O segundo termo pode ser expresso na equação de impedância durante filtração profunda (A-13). Finalmente, (D-5) leva a forma seguinte:

$$J(t_D) = J_{BL}(t_D) + \frac{m}{M} t_D \quad (\text{D-6})$$

Onde m é determinado através de Equação (A-23).

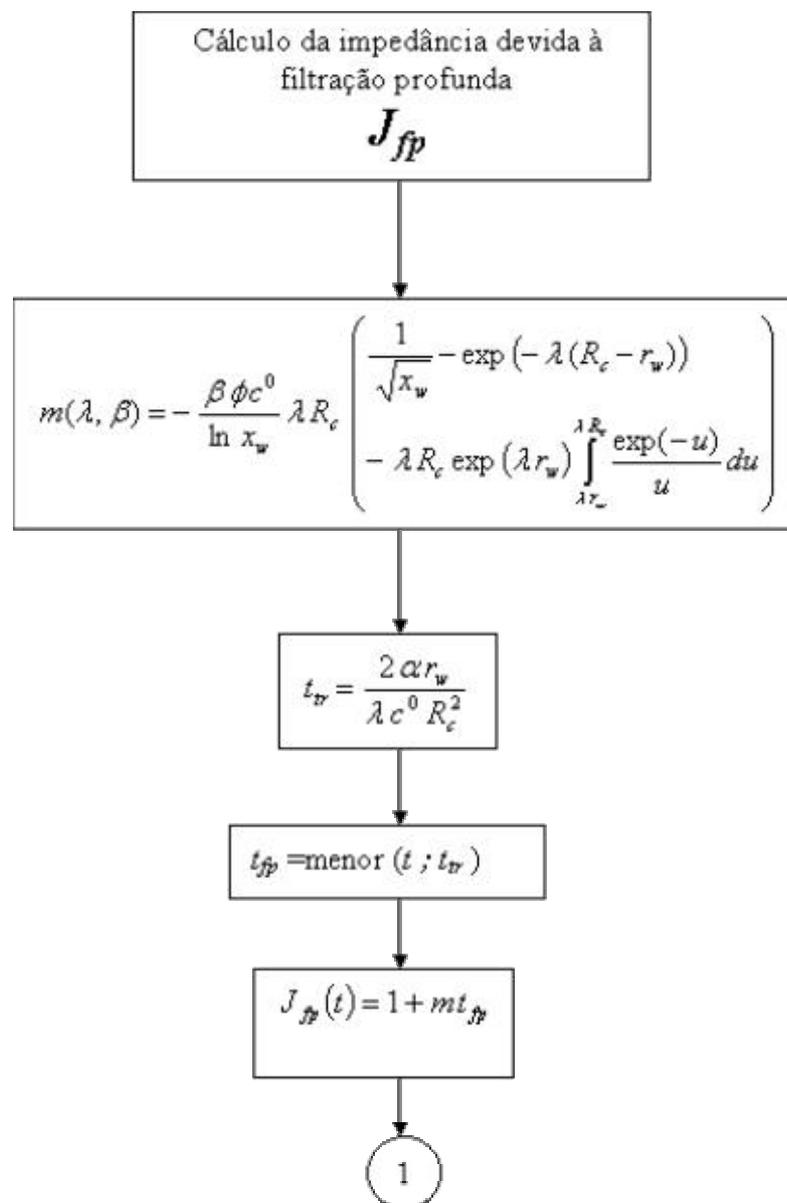
A expressão de impedância depois do tempo de transição ($T > T_{tr}$) é derivada da mesma maneira como (D-3) a (D-5) usando as Equações (B-6) a (B-15) para reboco externo chega-se a:

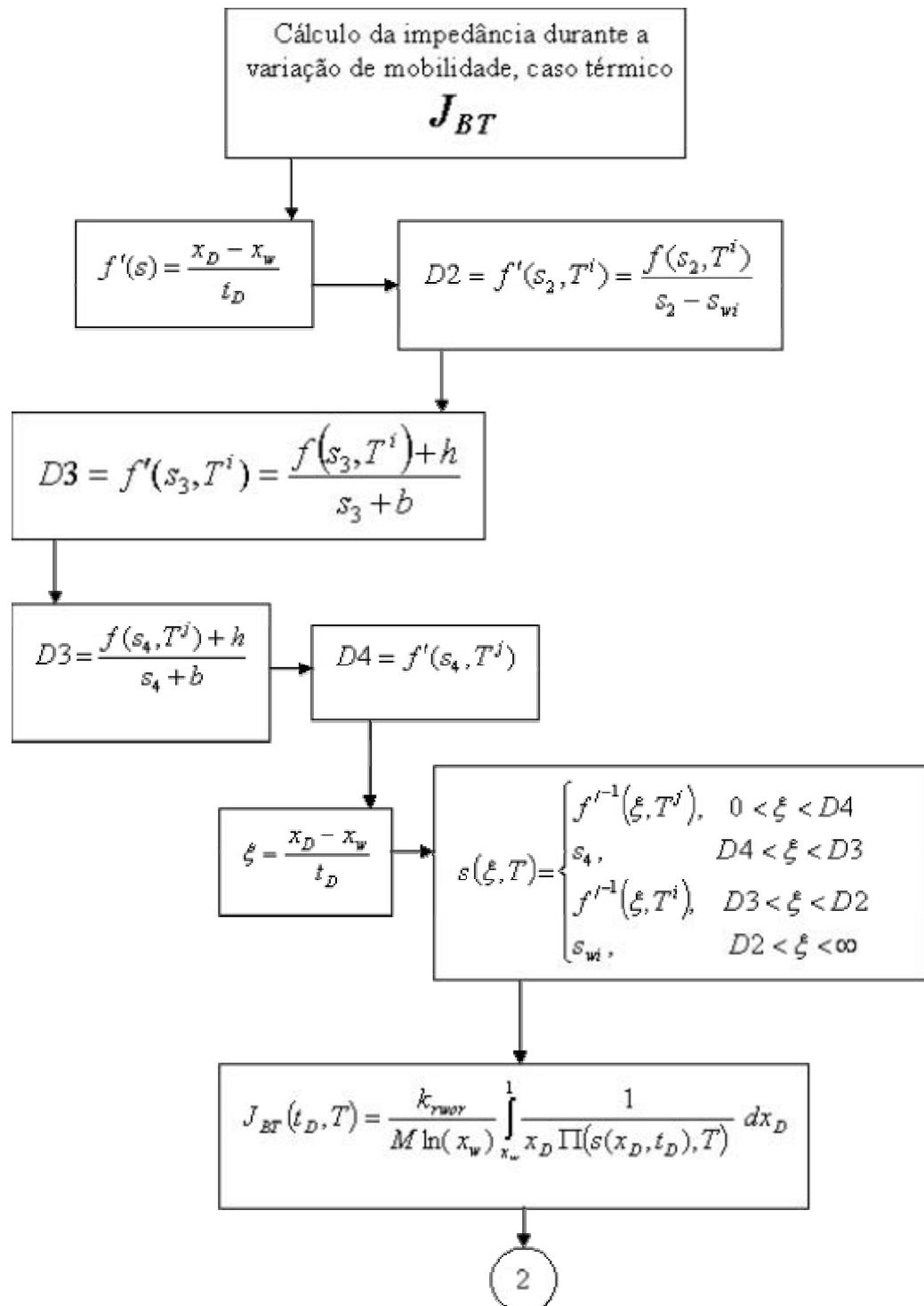
$$J(t_D) = J_{BL}(t_D) + \frac{m}{M} t_{trD} + \frac{m_c}{M} (t_D - t_{trD}) \quad (\text{D-7})$$

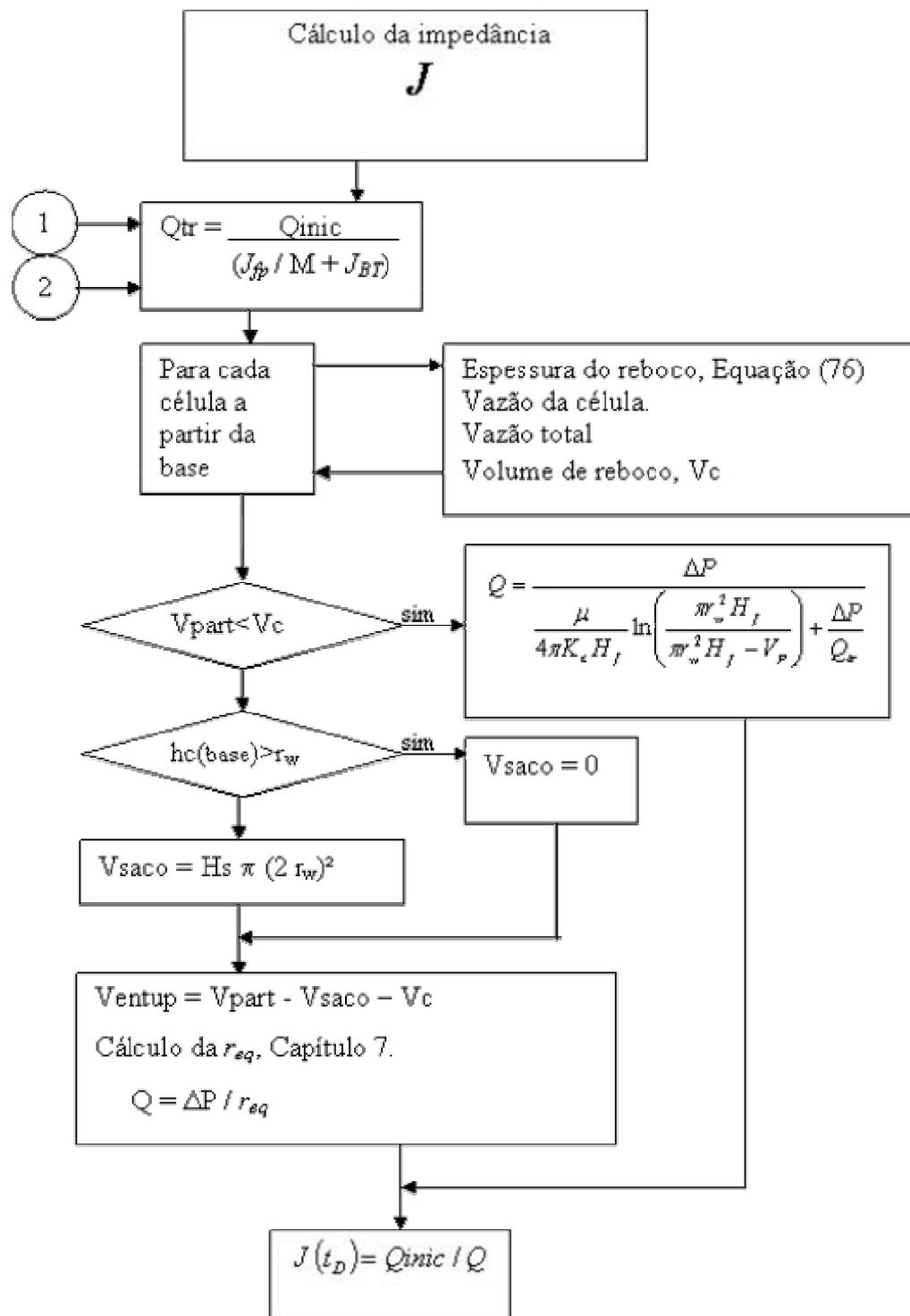
Onde m_c é determinado pela Equação (B-13).

As primeiras condições em (D-6) e (D-7) correspondem à impedância durante injeção de água sem partículas. Outras condições diferem do aumento de impedância através de fator de mobilidade, M , devido à retenção de partículas (A-25) e (B-14).

APÊNDICE E - FLUXOGRAMAS DO PROGRAMA SPIN







Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)