



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS
PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL
LABORATÓRIO DE MÉTODOS COMPUTACIONAIS EM GEOMECÂNICA

Ricardo Wanderley de Oliveira

**Estudo da Integridade da Cimentação em Poços
Submetidos à Injeção de Vapor via Técnica de
Fragmentação de Malha de Elementos Finitos**

RECIFE
2016

Ricardo Wanderley de Oliveira

**Estudo da Integridade da Cimentação em Poços
Submetidos à Injeção de Vapor via Fragmentação de
Malha de Elementos Finitos**

Tese submetida ao corpo docente do programa de pós-graduação em engenharia civil da Universidade Federal de Pernambuco como parte integrante dos requisitos necessários à obtenção do título de doutor em Engenharia Civil.

Área de concentração:
Engenharia Geotécnica

Orientador Interno:

Prof.Dr. Leonardo J. N. Guimarães

Orientador Externo:

Prof.Dr. Osvaldo Luís Manzoli

- O48e Oliveira, Ricardo Wanderley de.
 Estudo da Integridade da Cimentação em Poços submetidos à Injeção de Vapor via Fragmentação de malha de Elementos Finitos/Ricardo Wanderley de Oliveira. - 2016.
 144folhas, Il. e Tabs.
- Orientador: Prof^o. Dr^o. Leonardo José Nascimento Guimarães.
 Coorientador: Prof^o. Dr.^o Osvaldo Luís Manzoli.
- Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação Engenharia Civil, 2016.
- Inclui Referências e Anexos.
1. Engenharia Civil. 2. Fragmentação de malha. 3. Injeção de vapor. 4. Descontinuidades fortes. 5. Bainha de cimento. 6. Fraturamento. 7. Dano. I. Guimarães, Leonardo José Nascimento (Orientador). II. Manzoli, Osvaldo Luís (Coorientador). III. Título.

UFPE

624 CDD (22. ed.)

BCTG/2017-125



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

A comissão examinadora da Defesa de Tese de Doutorado

**ESTUDO DA INTEGRIDADE DA CIMENTAÇÃO EM POÇOS
SUBMETIDOS À INJEÇÃO DE VAPOR VIA TÉCNICA DE
FRAGMENTAÇÃO DE MALHA DE ELEMENTOS FINITOS**

defendida por

Ricardo Wanderley de Oliveira

Considera o candidato **APROVADO**.

Recife, 26 de setembro de 2016

Orientador Interno - Prof.Dr.Leonardo José do Nascimento Guimarães-UFPE

Orientador Externo - Prof.Dr.Osvaldo Luís Manzoli-UNESP

Banca Examinadora:

Dr. Osvaldo Luís Manzoli - UNESP
(orientador externo)

Dr. Luis Glauber Rodrigues - Petrobras
(examinador externo)

Dr. Leonardo Cabral Pereira - Petrobras
(examinador externo)

Profª.Drª. Lícia Mouta da Costa - UFPE
(examinador externo)

Prof. Dr. Igor Fernandes Gomes - UFPE
(examinador interno)

À minha esposa Irilene e aos meus filhos, Bruna e Lucas, pela motivação, incentivo e inspiração na execução desta tese.

AGRADECIMENTOS

Inicialmente agradeço aos meus pais Eclair de Oliveira (in memoriam) e Maria Angelita Wanderley de Oliveira, pelos primeiros passos e pelos ensinamentos de vida.

A todos da minha família, pelo incentivo incondicional durante todo o desenvolvimento desta tese.

Aos professores orientadores Leonardo Guimarães e Osvaldo Manzoli, pelos ensinamentos e valiosíssima colaboração, sem os quais nada teria acontecido.

À Petrobras, pela oportunidade de aprimoramento e aquisição de novos conhecimentos.

Aos colegas de trabalho, pela compreensão e apoio nos meus afastamentos.

Aos colegas de doutoramento, pela ajuda e amizade oferecidos em toda a jornada.

Aos professores Bernardo Horowitz, Igor Gomes, Licia Mouta, Ivaldo Pontes (in memoriam), Analice Amorim e Sidarta Lima (UFRN), por terem contribuído na execução deste estudo.

Às colaboradoras Andrea Negromonte, Rose Mary, Priscila Gameiro e Isabella Lima pelo suporte e prestativa ajuda.

“A leitura fornece conhecimento à mente. O pensamento incorpora o que lemos”

(John Locke, 1693)

RESUMO

A injeção de vapor é uma técnica mundialmente consagrada e melhor empregada em reservatórios de óleo pesado. A elevação da temperatura proporcionada pelos métodos térmicos aumenta a mobilidade do óleo no interior da rocha, mas, somada à pressão utilizada, também gera danos nos poços e formação circunvizinha. O objetivo deste trabalho é analisar, através da técnica de Fragmentação de Malha de Elementos Finitos, o que ocorre no poço e imediações quando submetidos à injeção de vapor. Utilizando simulação acoplada termo-hidro-mecânica, é possível prever a propagação das fraturas e descolamentos que ocorrem na bainha de cimento de poços petrolíferos. Com isso, pode-se antecipar o comportamento do sistema rocha-cimento-revestimento frente às cargas térmicas e mecânicas que são impostas em poços de petróleo nas operações de injeção de vapor. A técnica utilizada, com base na Aproximação Contínua de Descontinuidades Fortes, faz uso de elementos de interface representados por elementos triangulares de alta razão de aspecto, introduzidos em todas as faces que separam os elementos do contínuo. Desta forma, as descontinuidades podem propagar-se através das faces dos elementos sem a necessidade de algoritmos especiais para definir a geometria da fratura. Vários cenários foram simulados no intuito de analisar a influência das principais propriedades dos materiais no sistema revestimento-bainha-formação. Aspectos como: excentricidade do revestimento, aderência, características da rocha, resistência e composição do cimento foram considerados na análise do dano. Os resultados obtidos contribuem para um melhor entendimento de como a estanqueidade e a resistência mecânica da bainha são afetadas quando o poço é submetido aos esforços provocados pelos métodos térmicos de recuperação de óleo.

Palavras-chave: Fragmentação de malha. Injeção de vapor. Descontinuidades fortes. Bainha de cimento. Fraturamento. Dano.

ABSTRACT

Steam injection is a technique used worldwide and better applied in heavy oil reservoirs. The rise in temperature provided by thermal methods increases oil mobility inside the rock, but also generates damage to wells and surrounding formation. The objective of this study is to analyze, through the technique of Finite Element Mesh Fragmentation, what may happen in the well and its surroundings when subjected to steam injection. Using coupled thermo-hydro-mechanical simulation it is possible to predict the propagation of fractures and displacement that appear in the cement sheath of oil wells. Thus, one can anticipate the rock-cement-casing system behavior face to thermal and mechanical loads that are imposed on oil wells in steam injection operations. The concentration of stresses induced in these operations may compromising the resistance of the cement, leading to the lost of the zonal hydraulic seal. This technique, based on Continuous Approach of Strong Discontinuities, utilizes interface elements represented by triangular elements of high aspect ratio, positioned on all faces that separate the elements of the continuum. Thus, discontinuities can be spread across the faces of the elements without the need of special algorithms to define the geometry of the fracture. Several scenarios were simulated in order to analyze the influence of the components properties on the casing-sheath-formation system. Aspects such as eccentricity of the casing, adherence, strength and cement composition and characteristics of the rock were considered in the damage analysis. The results contribute to a better understanding on how the sealing and mechanical resistance of the cement sheath are affected when the well is subjected to the stresses caused by the thermal enhanced oil recovery.

Keywords: *Mesh fragmentation. Steam injection. Strong discontinuities. Cement sheath. Fractures. Damage.*

Lista de Figuras

Figura 1.1	Fases de revestimento de um poço.	23
Figura 1.2	Isolamento entre zonas	24
Figura 1.3	Estágios da estimulação cíclica de vapor - CSS.	30
Figura 1.4	Modelos de Malhas para injeção contínua	31
Figura 1.5	Drenagem gravitacional assistida	31
Figura 1.6	Ação do vapor na bainha de cimento	35
Figura 2.1	Malha fragmentada. Inserção de elementos de interface.	38
Figura 2.2	Elemento de interface e o salto de deslocamento.	39
Figura 2.3	Representação de descontinuidade e da banda de localização	42
Figura 2.4	Função rampa	43
Figura 2.5	Função Heaviside	43
Figura 2.6	Deslocamento e deformação na descontinuidade fraca	44
Figura 2.7	Deslocamento e deformação na descontinuidade forte	45
Figura 3.1	Dano localizado	47
Figura 3.2	Dano difuso	47
Figura 3.3	Seção transversal com defeitos	47
Figura 3.4	Material Degradado	49
Figura 3.5	Material intacto	49
Figura 3.6	Evolução do dano	51
Figura 3.7	Lei de evolução da variável de dano	52
Figura 3.8	Projeção do vetor de tensões no elemento de interface.	54
Figura 3.9	Energia de fratura	55
Figura 3.10	Esquema de predição-correção do algoritmo IMPL-EX	56
Figura 3.11	Algoritmo IMPL-EX para o modelo de dano à tração	58
Figura 3.12	Curva q vs r	59
Figura 4.1	Efeito da temperatura nas propriedades físicas do aço.	63
Figura 4.2	Representação esquemática da excentricidade do revestimento	66
Figura 4.3	Múltiplos vazios gerados próximos à interface cimento/revestimento	67
Figura 4.4	Correlações experimentais com a aderência	68
Figura 4.5	Correlações experimentais com a resistência ao cisalhamento	69
Figura 4.6	Correlações permeabilidade, água-cimento vs resistência ao cisalhamento	69
Figura 4.7	Tipos de aderência	70
Figura 4.8	Perfil CBL	71
Figura 4.9	Tipos de falhas mecânicas na bainha	73
Figura 4.10	Influência da temperatura nas propriedades físicas e mecânicas da rocha.	76
Figura 4.11	Módulos de elasticidades normalizados.	77
Figura 4.12	Resistência à compressão normalizada.	77
Figura 5.1	Dimensões e condições de contorno - Painel L	79

Figura 5.2	Representação da malha e condição de contorno	80
Figura 5.3	Deformação e trajetória da fratura	81
Figura 5.4	Gráfico de Força $\times$ deslocamento - Painel L	82
Figura 5.5	Efeito do aumento da temperatura numa tira bimetálica	83
Figura 5.6	Representação do raio de curvatura da fita bimetálica.	83
Figura 5.7	Geometria e condição de contorno mecânica - modelo do par térmico.	84
Figura 5.8	Resultado da simulação com a tira bimetálica.	85
Figura 5.9	Deslocamentos nas temperaturas T_1 e T_2 - Tira bimetálica.	85
Figura 5.10	Detalhes do experimento da NTNU	87
Figura 5.11	Perfil térmico	88
Figura 5.12	Resultados obtidos nos corpos de prova após ciclagem	88
Figura 5.13	Resposta térmica do modelo nas interfaces aço/cimento	88
Figura 5.14	Modelos 2D criados para comparação de resultados	89
Figura 5.15	Detalhe da fragmentação da malha no cimento	90
Figura 5.16	Condições de contorno mecânica para o modelo do experimento da NTNU	90
Figura 5.17	Comparação da resposta térmica dos modelos	92
Figura 5.18	Padrão de fissuras I	93
Figura 5.19	Padrão de fissuras II	93
Figura 5.20	Padrão de fissuras III	94
Figura 6.1	Fases da preparação do modelo	97
Figura 6.2	Dimensões do modelo	98
Figura 6.3	Visão geral da malha do modelo	99
Figura 6.4	Detalhe da malha próximo ao poço - Revest. centrado.	99
Figura 6.5	Detalhe da malha próximo ao poço - Revest. excêntrico	99
Figura 6.6	Detalhe da malha do modelo 2D	100
Figura 6.7	Detalhe dos elementos das interfaces aço-cimento-formação	100
Figura 6.8	Condições de contorno	101
Figura 6.9	Características do modelo centralizado.	102
Figura 6.10	Características do modelo excêntrico.	103
Figura 6.11	Evolução da temperatura nas interfaces - Modelo centralizado	104
Figura 6.12	Evolução da temperatura nas interfaces - Modelo excêntrico	104
Figura 6.13	Posições para comparação das tensões e porosidades nos modelos	105
Figura 6.14	Comparação tensões e porosidades $\times$ temperatura - Posição 1	105
Figura 6.15	Comparação tensões e porosidades $\times$ temperatura - Posição 2	106
Figura 6.16	Comparação tensões e porosidades $\times$ temperatura - Posição 3	107
Figura 6.17	Exemplo de valores de DT para os dois modelos.	108
Figura 6.18	Gráfico da relação Dano $\times$ Abertura de fratura	109
Figura 6.19	$DT \times E_{form}/E_{cim} \times Temp$	110
Figura 6.20	Relação entre DT e a razão E_{form}/E_{cim} - Modelo centralizado	110
Figura 6.21	Relação entre DT e a razão E_{form}/E_{cim} - Modelo excêntrico	111
Figura 6.22	Expansão / Contração no modelo com revestimento centralizado	112
Figura 6.23	Expansão / Contração no modelo com revestimento excêntrico	112
Figura 6.24	Perfil de variação da temperatura II	113
Figura 6.25	$DT \times E_{form}/E_{cim}$ com aquecimento lento - Modelo centralizado	114
Figura 6.26	$DT \times E_{form}/E_{cim}$ com aquecimento lento - Modelo excêntrico	114
Figura 6.27	DT para modelo centralizado com aquecimento rápido e lento	115
Figura 6.28	DT para modelo excêntrico com aquecimento rápido e lento	115
Figura 6.29	$DT \times E_{form}/E_{cim}$ - Modelo centralizado - Resfriamento rápido	116

Figura 6.30	$DT \times E_{form}/E_{cim}$ - Modelo excêntrico - Resfriamento rápido	117
Figura 6.31	Localização do dano nos modelos - Resfriamento rápido.	117
Figura 6.32	Dano nos modelos para $E_{form}/E_{cim} \leq 2$ - Resfriamento.	118
Figura 6.33	Dano total no modelo centralizado - Resfriamento rápido.	119
Figura 6.34	Dano total no modelo centralizado - Resfriamento rápido.	119
Figura 6.35	Perfil de variação da temperatura III	120
Figura 6.36	$DT \times E_{form}/E_{cim} \times$ var. área - centralizado - Resfriamento lento . . .	121
Figura 6.37	$DT \times E_{form}/E_{cim} \times$ var. área - excêntrico - Resfriamento lento . . .	121
Figura 6.38	Dano total no modelo centralizado - Resfriamento lento.	122
Figura 6.39	Dano total no modelo excêntrico - Resfriamento lento.	122
Figura 6.40	Detalhe de ocorrência de descolamento interface externa.	124
Figura 6.41	Fissuramento paralelo ao contato interno.	125
Figura 6.42	Simulação das pastas aerada e com elastômeros.	126

Lista de Tabelas

Tabela 3.1	Equações constitutivas do modelo de dano à tração	55
Tabela 4.1	Propriedades Mecânicas - Tubos de Revestimento	62
Tabela 4.2	Graus do Aço - API	62
Tabela 4.3	Propriedades das classes de cimento - API	64
Tabela 4.4	Influência de alguns fatores na Aderência	70
Tabela 5.1	Propriedades do material utilizado	80
Tabela 5.2	Propriedades dos materiais utilizados na tira bimetálica	84
Tabela 5.3	Propriedades do cobre utilizadas na simulação com o Code-Bright	91
Tabela 5.4	Propriedades do ar utilizadas na simulação com o Code-Bright	91
Tabela 5.5	Propriedades do aço utilizadas na simulação com o Code-Bright	91
Tabela 5.6	Propriedades do cimento utilizadas na simulação com o Code-Bright	91
Tabela 5.7	Propriedades da rocha utilizadas na simulação com o Code-Bright	92
Tabela 6.1	Parâmetros físicos e mecânicos dos materiais do modelo - Formação	96
Tabela 6.2	Parâmetros físicos e mecânicos dos materiais do modelo - Cimento	96
Tabela 6.3	Parâmetros físicos e mecânicos dos materiais do modelo - Aço	96
Tabela A.1	Equações constitutivas e Restrições de equilíbrio	141
Tabela A.2	Relações variáveis dependentes $\times$ incógnitas	141

Lista de Símbolos

α	Coeficiente de Biot <i>pág. 117</i>
$\bar{A}$	Área Efetiva <i>pág. 31</i>
δ_s	Delta de Dirac <i>pág. 27</i>
$\llbracket u \rrbracket_n$ e $\llbracket u \rrbracket_s$	Componentes do deslocamento relativo <i>pág. 23</i>
$[B]$	Matriz das derivas das funções de forma <i>pág. 21</i>
$\dot{u}$	Deslocamento da fase sólida <i>pág. 115</i>
ϵ	Tensor de deformação <i>pág. 23</i>
σ'	Tensor de tensões efetivas <i>pág. 117</i>
σ	Tensor de tensões <i>pág. 117</i>
$\{\epsilon\}$	Vetor de deformações <i>pág. 21</i>
$\{d\}$	Vetor de deslocamentos nodais <i>pág. 21</i>
C	Tensor de rigidez <i>pág. 118</i>
i_c	Fluxo condutivo de calor <i>pág. 118</i>
I	Tensor unitário de segunda ordem <i>pág. 117</i>
k_s	Módulo de rigidez volumétrica dos grãos da rocha <i>pág. 117</i>
k_t	Módulo de rigidez volumétrica do meio poroso <i>pág. 117</i>
q	Fluxo advectivo da fase líquida <i>pág. 118</i>
ϕ	Porosidade <i>pág. 115</i>
ϕ	Ângulo de atrito <i>pág. 59</i>
ρ	Densidade da rocha <i>pág. 60</i>
ρ_s	Densidade da fase sólida <i>pág. 115</i>
$\tau(\sigma)$	Tensão equivalente <i>pág. 33</i>
A	Área do elemento finito triangular <i>pág. 21</i>
b	Base do elemento <i>pág. 20</i>

b	Forças de corpo <i>pág. 117</i>
c	Coesão <i>pág. 59</i>
DT	Porcentagem de dano <i>pág. 94</i>
Dt	Tempo de trânsito da onda sônica <i>pág. 59</i>
E	Módulo de Young <i>pág. 59</i>
E	Módulo elástico intacto <i>pág. 32</i>
E_D	Módulo elástico degradado <i>pág. 32</i>
E_f	Energia interna na fase líquida <i>pág. 116</i>
E_s	Energia interna na fase sólida <i>pág. 116</i>
h	Altura do elemento <i>pág. 20</i>
n	Normal à base do elemento <i>pág. 20</i>
p_f	Pressão de Poros <i>pág. 3</i>
$u_n^{(i)}$ e $u_s^{(i)}$	Componentes do deslocamento do nó i na direção dos eixos n e s <i>pág. 21</i>
V_s	Velocidade da onda cisalhante <i>pág. 59</i>
A	Parâmetro de abrandamento exponencial <i>pág. 36</i>
ACDF	Aproximação Contínua de Descontinuidades Fortes <i>pág. 19</i>
API	American Petroleum Institute <i>pág. 7</i>
BWOC	By Weight of Cement <i>pág. 7</i>
CB	CODE-BRIGHT <i>pág. 17</i>
CBL	<i>Perfil "Cement Bond Log"</i> <i>pág. 56</i>
CSS	<i>Cyclic Steam Stimulation</i> <i>pág. 12</i>
d	Variável de dano <i>pág. 31</i>
EOR	<i>Enhanced Oil Recovery</i> <i>pág. 3</i>
GID	Pós-Processador para modelos de Elementos Finitos <i>pág. 17</i>
H	Parâmetro de endurecimento ou abrandamento <i>pág. 36</i>
HP/HT	High Pressure/High Temperature <i>pág. 4</i>
IMPL-EX	Algoritmo de integração Implícito-Explícito <i>pág. 29</i>
ITZ	Interfacial Transition Zone <i>pág. 51</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos <i>pág. 29</i>

NTNU	Norwegian University of Science and Technology <i>pág. 73</i>
R	Raio de curvatura <i>pág. 69</i>
SAGD	<i>Steam-Assisted Gravity Drainage</i> <i>pág. 12</i>
THEOR	Thermal Enhanced Oil Recovery <i>pág. 11</i>
THMC	Processos termo-hidro-mecânico-químico <i>pág. 10</i>

Sumário

1	INTRODUÇÃO	19
1.1	Considerações Gerais	19
1.2	Contexto Científico	23
1.2.1	Cimentação	23
1.2.2	Acoplamento de Processos THMC	27
1.2.3	Injeção de Vapor	30
1.3	Motivação e Objetivo	33
1.3.1	Motivação	33
1.3.2	Objetivo	34
1.4	Metodologia	34
1.5	Estrutura do Trabalho	36
2	ELEMENTOS FINITOS DE INTERFACE	37
2.1	Elementos Finitos de Interface para o Problema Mecânico	38
2.2	Cinemática de Descontinuidade	42
2.2.1	Descontinuidade Fraca	43
2.2.2	Descontinuidade Forte	44
3	MODELO CONSTITUTIVO DE DANO	46
3.1	Introdução	46
3.2	Conceitos Fundamentais	47
3.2.1	Equivalência de Deformações	48
3.2.2	Critério de Degradação	49
3.2.3	Lei de Evolução da Variável de Dano	51
3.3	Modelo de Dano à Tração	53
3.4	Algoritmo IMPL-EX	55
3.4.1	Algoritmo Controle do Passo de Tempo	59

4	MATERIAIS ENVOLVIDOS NO PROBLEMA	61
4.1	Introdução	61
4.2	Considerações sobre os Materiais	61
4.2.1	Revestimento (Aço)	61
4.2.2	Cimento	64
4.2.3	Dimensionamento da Pasta de Cimento	72
4.2.4	Rocha Reservatório e Adjacentes	73
5	VERIFICAÇÃO E VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO	78
5.1	Experimentos de Laboratório para Validação	78
5.1.1	Problema Mecânico com Dano - Paineis em Forma de L	79
5.1.1.1	Resultados - Paineis em Forma de L	81
5.1.2	Problema Térmico-Mecânico sem Dano - Tira Bimetálica	82
5.1.2.1	Resultados - Tira Bimetálica	85
5.1.3	Problema Térmico-Mecânico com Dano - Experimento da NTNU	86
5.1.4	Simulação Através do Programa de Elementos Finitos Code-Bright	89
5.1.5	Resultados do Experimento da NTNU pelo Code-Bright	92
6	MODELAGEM DA INTEGRIDADE POÇO-CIMENTAÇÃO	95
6.1	Inicialização do Modelo	97
6.1.1	Características do Modelo Numérico	98
6.1.2	Condições de Contorno	101
6.2	Resultados da Simulação Inicial	101
6.3	Análise de Sensibilidade	108
6.3.1	Fase de Aquecimento	109
6.3.1.1	Taxa de Aquecimento	113
6.3.2	Fase de Resfriamento	116
6.3.2.1	Taxa de Resfriamento	120
6.3.3	Aderência	123
6.3.4	Análise das Pastas de Cimento	126
7	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	127
7.1	Conclusões	127
7.1.1	Sobre o Emprego da Técnica	127

7.1.2	Sobre os Resultados	127
7.2	Recomendações	128
7.2.1	Sugestões para Futuros Trabalhos	128
REFERÊNCIAS		130
ANEXO		138
A - FORMULAÇÃO PARA O PROBLEMA THM		138

1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações Gerais

Desde a fase da perfuração de poços de petróleo até a fase do abandono, a ocorrência de processos físico-químicos altera as características dos componentes do poço e modifica as propriedades das rochas. Os efeitos dessas alterações podem passar despercebidos durante a vida útil do poço, ou podem causar anomalias no seu comportamento e, até mesmo, falhas graves com consequências irreparáveis.

No intuito de entender melhor o que ocorre quando se perfura e se extrai fluidos dos reservatórios de petróleo, esforços vêm sendo feitos para tratar toda a fenomenologia envolvida de maneira global. Uma vez que um processo pode dar início ou afetar o progresso de outros processos, os eventos envolvidos precisam ser analisados conjuntamente, caso contrário, quando cada evento é considerado individualmente ou numa simples sequência, a previsão do comportamento do sistema poderá ser feita de modo inadequado (GANG, H. e DUSSEAULT, M.B., 2004; MOURITS, F.M. e SETTARI, A., 1998b; DUSSEAULT, M. B., 2011).

Os processos termodinâmicos básicos tratados na área de petróleo, quais sejam: movimento de fluidos através dos poros e a deformação da matriz rochosa, devem ser estudados levando-se em conta as interações químicas e mecânicas que ocorrem simultaneamente, pois todos estão intrinsecamente relacionados, caracterizando o acoplamento de fenômenos Termo-Hidro-Mecânico-Químico (*THMC-Thermo-Hydro-Mechanical-Chemical*) (SHUNDE, Y., DUSSEAULT, M.B., e ROTHENBURG, L., 2011; PAO, W.K.S., LEWIS, R.W., e MASTERS, I., 2001).

As análises de processos *THMC* são essenciais em diversas aplicações da engenharia, tais como: deposição de resíduos radioativos em formações rochosas, estocagem subterrânea de CO₂, utilização de energia geotérmica, hidrologia, etc. Em todos esses casos, uma importante preocupação é a garantia da estabilidade e estanqueidade das formações geológicas envolvidas (SHUNDE, Y., DUSSEAULT, M.B., e ROTHENBURG, L., 2011).

Para o caso de reservatórios de petróleo, considerava-se, quando muito, o acoplamento

entre o fluxo de fluidos e a transferência de calor. Recentemente é que a estabilidade mecânica e o transporte reativo¹ também passaram a ser incluídos em modelos numéricos de reservatórios sensíveis às tensões e/ou aos fluidos injetados - como é o caso da injeção de CO₂ em rocha carbonática ou da injeção de água em rochas susceptíveis à dissolução ou inchamento (ZOBACK, M.D., ROSS, H., e LUCIER, A., 2006).

Para viabilizar essa abordagem, grande quantidade de recursos tem sido empregada no desenvolvimento de ferramentas numéricas computacionais que modelem, o mais realisticamente possível, todos os processos envolvidos. Isso consiste num grande desafio científico, haja vista que os diferentes processos considerados apresentam características bastante específicas, seja quanto à escala de tempo e espaço, ou quanto à linearidade e grau de interação entre si.

Esses processos podem ser modelados através das diferentes técnicas disponíveis: Método dos Elementos Finitos (*FEM*), Método das Diferenças Finitas (*FDM*), Método dos Volumes Finitos (*FVM*) entre outros (YIN, S. et al., 2006a b; LEWIS, R.W. et al., 1989).

Resolver a não linearidade de cada processo THMC num modelo eficiente e genérico, observando-se os parâmetros das equações constitutivas dos materiais envolvidos, é uma tarefa desafiadora (CHIN-FU, T., STEPHANSSON, O., KAUTSKY, F., e JING, L., 2004).

Dentro dessa linha e observadas as alterações de pressão, temperatura e tensões, considerações geomecânicas passaram a ser realizadas em estudos de reservatórios de petróleo.

Nesse campo específico, a necessidade de resolver problemas acoplados pode surgir pelos seguintes motivos:

- Várias fases fluidas podem interagir entre si provocando mudança de fases e de saturações no fluxo em meios porosos;
- Várias situações envolvem, simultaneamente, transporte de fluidos e deformação mecânica no reservatório e nas rochas adjacentes;
- Alterações nas tensões, pressões e temperatura podem ser significativas durante a vida útil do campo e tendem a gerar efeitos não-lineares acoplados;
- Modificações no fluido localizado no interior dos poros (intersticial) alteram quimicamente rochas sensíveis, mudando substancialmente suas propriedades;

¹Os modelos para transporte de massa reativo combinam interações químicas com o transporte convectivo e dispersivo, de modo que conseguem simular a distribuição espacial juntamente com o comportamento químico.

- Outros processos físico-químicos podem levar à alterações estruturais, entre elas: dilatação, microfissuras, fraturas, perdas de cimentação da matriz rochosa, etc.

Todos esses processos acoplados possuem fortes não-linearidades, e alguns deles não são modelados conjuntamente devido à grande complexidade que apresentam (DUSSEAU, M.B., 2004). O acoplamento entre os efeitos da depleção em reservatórios e a geomecânica foi pioneiramente tratada em diversos trabalhos do Prof. Dr. Tony Settari, entre os quais destacam-se: MOURITS, F.M. e SETTARI, A. (1998a); WALTERS, D. A. e SETTARI, A. (1999a b); WALTERS, D.A. e SETTARI, A. (2000); AZIZ, K. e SETTARI, A. (2001); SETTARI, A. (2002); SETTARI, A. et al. (2004).

A variação nos esforços a que está submetida a matriz rochosa, provocada por quaisquer dos processos acima, provoca perturbação no seu estado de tensões, podendo levar à deformações que alteram suas propriedades (porosidade e permeabilidade), influenciando o escoamento de fluidos.

A pressão exercida sobre as formações produtoras pelas rochas sobrejacentes e pela lâmina d'água (no caso dos reservatórios "offshore"), submete a rocha reservatório às tensões que são suportadas conjuntamente pelo seu esqueleto rochoso e pelo fluido localizado nos seus poros. Conforme o reservatório é drenado pela produção, a *pressão de poros* (p_f , pressão no interior dos poros) é reduzida, repassando a responsabilidade de suporte da sobrecarga apenas para a estrutura rochosa, causando alteração no estado de tensões da formação.

No poço, as tensões, os deslocamentos, os parâmetros de transporte de fluido e o acoplamento dessas condições mudam continuamente conforme a pressão de poros se altera pela produção ou injeção de fluidos. Quantificar essas interações e seus processos de ação tem se tornado técnica, econômica e ambientalmente importante para a indústria de óleo e gás (GRAY, K.E., PODNOS, E., e BECKER, E., 2009).

Fluidos são injetados nos reservatórios para promover a recuperação avançada de petróleo (*EOR - Enhanced Oil Recovery*) ou para armazenamento subterrâneo (CO_2 , resíduos). Durante a produção de óleo pesado², técnicas de injeção de vapor tais como: estimulação por injeção cíclica (*CSS - Cyclic Steam Stimulation*), injeção contínua de vapor (*Steamflood*) e drenagem gravitacional assistida com vapor (*SAGD - Steam-Assisted Gravity Drainage*), são utilizadas para, através da redução da viscosidade do óleo, permitir uma melhor recuperação do petróleo do interior da rocha reservatório. Todos esses tipos de tecnologia envolvem interação

²Óleo com °API menor que 22

térmica, mecânica e química entre o fluido injetado/produzido, o poço e a rocha reservatório. Ciclos de aquecimento/resfriamento podem amplificar os efeitos desses processos no poço e na formação.

Portanto, a injeção de fluidos (água, CO_2 , vapor, gás) dentro dos reservatórios de hidrocarbonetos também induz tensões provocadas pela diferença de temperatura entre os fluidos injetados e a rocha reservatório. A ação dessas tensões pode trazer perigo à integridade do revestimento do poço, à bainha de cimento³ e à formação circundante. Portanto, executar uma avaliação precisa desses esforços é de extrema importância antes da perfuração de poços e durante a vida útil do poço.

Outros tipos de problemas surgem quando são consideradas as interações rocha-fluido. Nesse caso, pode-se ter no interior da rocha:

- alteração da molhabilidade,
- dissolução e precipitação de minerais,
- formação de incrustação (*scale*) ,
- formação de emulsões, entre outros.

Falhas e danos em poços que são submetidos a altas pressões e/ou temperaturas (HP/HT) são frequentes (HEATHMAN, J. e BECK, F.E. (2006); TAHMOURPOUR, F. e GRIFFITH, J. E. (2004); D'ALMEIDA, A.R. et al. (2004); GARNIER, A. et al. (2008)), e a incidência tende a aumentar pois as reservas constituídas de reservatórios rasos estão sendo gradualmente exauridas. Acumulações com acessos cada vez mais extremos estão entrando em produção, como é o caso dos campos em águas profundas do Pré-Sal na costa do Brasil e campos com óleos ultra pesados no interior do Canadá.

Para esses campos, um projeto de poço que contemple o dimensionamento das fases de perfuração, das operações de completação e dos fluidos de perfuração, torna-se muito mais complexo, pois fatores como: alta pressão de poro, fluência de formações salinas, meios fraturados e ocorrência de alta temperatura ou CO_2 , podem ocorrer conjuntamente.

³Espaço remanescente entre o revestimento de aço e a rocha perfurada. Normalmente é preenchido com pasta de cimento.

1.2 Contexto Científico

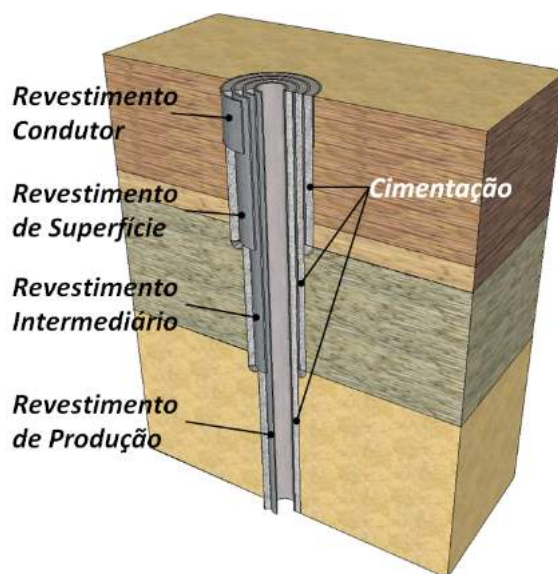
Nesta tese estudou-se a cimentação de poços de petróleo, o acoplamento de processos THM além dos efeitos da injeção de vapor. Por ser um assunto multidisciplinar, a bibliografia existente é bastante extensa.

1.2.1 Cimentação

Na indústria de petróleo, os poços são perfurados em fases, cujo número varia com as características das rochas a serem perfuradas, com as pressões envolvidas e com a profundidade final do poço. As pressões dos fluidos nas formações e as resistências das rochas ao fraturamento hidráulico determinam o número e o comprimento dessas fases num projeto de poço. Cada fase é revestida com uma sequência de tubos e o espaço anular entre o revestimento e a rocha é preenchido com cimento. Essa operação de cimentação é denominada de cimentação primária, onde cimento e aditivos são comumente utilizados na formulação da pasta cimentícia. - Figura 1.1.

Após a perfuração, a próxima operação a ser realizada no poço é a completação, que equipa e habilita o poço a produzir ou injetar fluidos. Nos campos produtores de óleo pesado, as operações de cimentação e completação devem levar em conta que os poços serão submetidos à injeção de vapor.

Figura 1.1: Fases de revestimento de um poço.

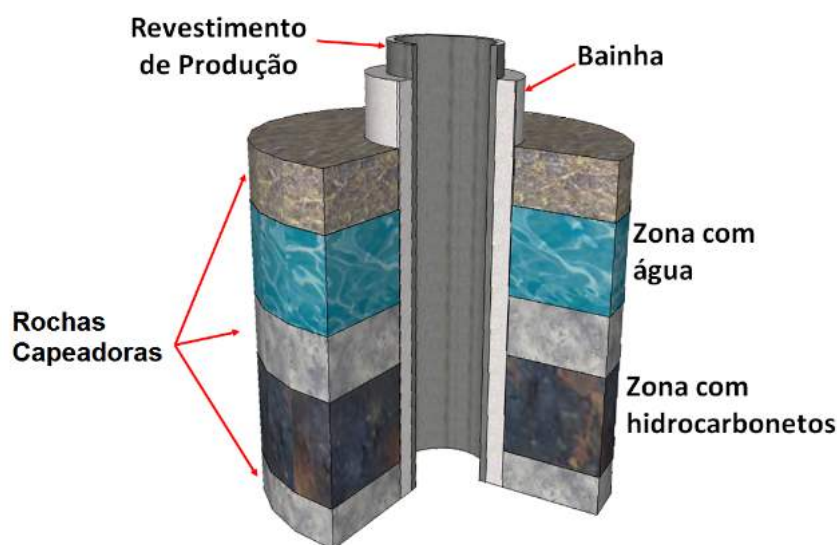


Fonte: Autor

Ao mesmo tempo que o vapor injetado no reservatório reduz a viscosidade do óleo e

propicia sua produção, tal processo gera esforços que exigem que sejam empregados materiais resistentes o suficiente para suportar as tensões e temperaturas associadas ao método, as quais são transmitidas ao revestimento e à bainha de cimento no poço. Essa última é responsável por prover o isolamento das zonas perfuradas e pela integridade do poço. Caso contrário, pode ocorrer fluxo cruzado de fluidos entre zonas, com prejuízo à extração do fluido de interesse.- Figura 1.2.

Figura 1.2: Isolamento entre zonas



Fonte: Autor

A estanqueidade dos reservatórios torna-se crítica para o armazenamento de CO_2 em subsuperfície, uma vez que o cimento da bainha pode ser quimicamente atacado pela ação do dióxido de carbono, possibilitando sua fuga através do espaço anular para outras camadas, ou até mesmo para a superfície (SHUNDE, Y. et al., 2011).

Inicialmente a indústria se concentrou apenas na resistência à compressão do cimento como um indicador de qualidade da bainha. Propriedades de longo prazo como a resistência ao ataque químico, resistência à tração, módulo de Young, etc, não eram consideradas na fase de projeto do poço. O regime de operação e as intervenções a que o poço é submetido durante sua vida útil afetam seriamente a integridade da cimentação. É nessa fase operacional que pode ocorrer:

- Tensões geradas por subsidência / compactação;
- Condições HP/HT;

- Injeção de fluidos: Água, Gás, CO₂, vapor...
- Intervenções: Teste de pressão, fraturamento hidráulico, acidificação, canhoneio, etc

São encontrados na literatura vários trabalhos que avaliam formulações diferentes de cimento de modo a garantir estabilidade e durabilidade das pastas. Consideramos aqui apenas os trabalhos relativos aos poços submetidos à injeção de vapor.

Segundo a norma API ⁴, existem nove classes de cimento Portland (de A a J) passíveis de serem empregadas em poços conforme a profundidade, temperatura e pressão de trabalho. Na indústria de petróleo, normalmente, são usados os das classes G e H. Devido a faixa de temperatura de serviço dos poços submetidos à injeção de vapor é recomendada a utilização de aditivos apropriados para a estabilização do cimento.

No combate à retrogressão⁵ do cimento alguns trabalhos (MENZEL, C.A., 1935; GRABOWSKI, E. e GILLOT, J. E., 1989) recomendaram reduzir a razão CaO/SiO_2 a valores igual ou menor que 1, o que se consegue adicionando quartzo (sílica) moído em percentuais variando de 35% a 40% por peso de cimento (*BWOC - By Weight of Cement*). A presença adicional de sílica favorece a formação de diferentes fases minerais do tipo C-S-H, que ajuda a preservação da resistência do cimento.

Os estudos apresentados sobre o assunto podem ser divididos em: técnicas de laboratório para teste de comportamento das formulações das pastas e; modelagem para entendimento do comportamento das várias pastas.

SHRYOCK, S. H. e CATER, G. (1965) avaliaram algumas formulações de cimento classe G, utilizando-se sílica 325 mesh em porcentagem variando de 30 a 60%; cimentos pozolânicos com adição de bentonita em proporção de de 0 a 2% BWOC e cimento Portland com perlita expandida com adição de 30 a 40% de sílica. Notaram que os cimentos que tiveram a adição de sílica (30 a 60%), com densidades entre 1,82 e 1,91 g/cm³ (15,2 e 16,0 lb/gal), apresentaram excelentes resistências à compressão, boa aderência e estabilidade até 237°C. Os cimentos pozolânicos apresentaram estabilidade até 304°C, excelente aderência, mas baixa resistência inicial à compressão. O uso de bentonita e perlita resultaram em pastas mais leves com baixa condutividade térmica.

THIERCELIN, M.J. et al. (1997) apresentaram um modelo matemático (em meios

⁴American Petroleum Institute

⁵Retrogressão é o efeito que o cimento sofre sob condições de alta temperatura e que consiste na degradação de sua resistência mecânica, pela modificação na estrutura dos compostos $C-S-H$, onde $C = Ca(OH)_2$, $S = SiO_2$ e $H = H_2O$, resultando, também, no aumento da sua permeabilidade

termo-elásticos e isotrópicos) para análise de tensões na bainha de cimento baseado na mecânica do contínuo, o qual se tornou referência para trabalhos posteriores.

O modelo empregou a solução do problema do cilindro de parede espessa considerando a continuidade das tensões nas interfaces revestimento/bainha/formação e assumindo que a condição de ligação entre esses materiais era completamente contínua ou completamente descontínua. A geometria aplicada foi axissimétrica, com o eixo do poço coincidindo com o do sistema. A condição de estado plano de deformação foi assumida e as tensões horizontais foram consideradas iguais nos dois eixos (x, y) . Foram analisados os efeitos da variação da pressão e da temperatura no interior do poço e externamente à bainha.

Verificaram que o acréscimo na pressão no interior do poço provoca compressão radial e tração circunferencial na bainha de cimento. Sendo que o valor dessas tensões é função dos módulos de Young da rocha e do cimento. Foi demonstrado que um aumento no módulo de rigidez do cimento em relação ao da rocha provoca um acréscimo na tração circunferencial, ou seja, aumentando-se o módulo de elasticidade da rocha, a tração tangencial na bainha é reduzida, visto que a formação oferece maior resistência à deformação.

Foi observado que, com o decréscimo das pressões radiais, pode ocorrer descolamento da bainha na interface aço/cimento, fenômeno que se agrava com o aumento da rigidez da rocha.

STILES, D. (2006) apresentou o resultado de um trabalho em que analisou os efeitos, a longo prazo, sobre as propriedades mecânicas do cimento quando submetido às altas temperaturas. Estudou a ação das temperaturas utilizadas na estimulação cíclica com vapor (CSS), durante um período de 24 meses, em cinco composições de pastas utilizadas nos poços do Campo de *Cold Lake*, Canadá. Acompanhou o comportamento do Módulo de Young, Razão de Poisson e resistência à tração de corpos de prova submetidos às mesmas condições que a bainha de cimento nos poços do campo. Concluíram que uma análise utilizando modelagem por elementos finitos deveria ser efetuada com os dados obtidos, a fim de determinar a adequação das composições estudadas às condições da injeção cíclica.

GRAY, K.E. et al. (2009) apresentaram modelo, baseado em elementos finitos, onde foi analisado o desenvolvimento das tensões e deformações na vizinhança do poço durante toda a sua vida útil. Consideraram os fenômenos de endurecimento e encolhimento da bainha, a ocorrência de plastificação dos materiais e diferentes condições de ligação entre os elementos. Concluíram afirmando que é necessário considerar todas as especificidades do complicado estado de tensões que existe nas proximidades do poço. Triaxilidade das tensões; plasticidade

da formação e do cimento; possibilidade de perdas de ligação entre elementos e consideração histórica de carga e de deformação foram os tópicos que identificaram como importantes na análise da manutenção do isolamento entre zonas.

TOMLINA, E.M. et al. (2012), considerando que o coeficiente de expansão térmica do cimento deveria ser similar ao coeficiente de expansão do revestimento, desenvolveram um “sistema de cimentação” para ser empregado nas formações rasas de óleos pesados do Canadá. Além de sílica, foram acrescentados aditivos para garantir a baixa densidade da pasta, baixo módulo de Young e controle do coeficiente de expansão térmica. Tudo para proporcionar um isolamento durável mesmo sob condições extremas de pressão e temperatura.

1.2.2 Acoplamento de Processos THMC

A simulação de reservatórios tem sido praticada desde o início das atividades da Engenharia de Reservatórios. No início foram empregadas soluções analíticas ou cálculo de balanço de materiais. A partir do começo dos anos quarenta, foi iniciado o desenvolvimento de modelos numéricos.

Na década de cinquenta, passou-se a pesquisar a solução numérica das equações de fluxo, o que resultou no desenvolvimento de rotinas computacionais capazes de resolver o sistema de equações diferenciais parciais não-lineares, acopladas e dependentes do tempo. Utilizando-se técnicas numéricas de diferenças finitas, foi possível descrever o fluxo bifásico 2D e 3D em meios porosos heterogêneos.

A solução de modelos mais complexos, como os que consideram fluxo multifásico ou injeções de químicos e de vapor, além de combustão *in situ*, foi possível pelo considerável crescimento da pesquisa na área e, principalmente, pelas facilidades computacionais que reduziram consideravelmente o tempo de resolução dos complexos sistemas matemáticos.

Nos anos oitenta, com a preocupação de obter uma melhor descrição das heterogeneidades e fazendo-se uso de ferramentas de geoestatística, foi possível obter uma melhor definição dos reservatórios. Esse fato permitiu a modelagem de efeitos composicionais, de fraturamento hidráulico e da perfuração de poços horizontais (MEUNIER, G. et al. (1989); JOURNEL, A.G. (1990); BELIVEAU, D. (1995); GYLLENSTEN, A. et al. (2004)).

Como consequência da pesquisa continuada, notou-se avanços dos estudos nas áreas de reservatórios naturalmente fraturados e de formações sensíveis à pressão. Os simuladores atuais já estão, portanto, sendo desenvolvidos de forma a contemplar o transporte de calor e fluidos em solos e rochas, tratando os processos que ocorrem no meio poroso de modo

acoplado.

Esses processos incluem:

- transporte de calor por condução, convecção e radiação;
- fluxo de líquidos e gases sob forças viscosas, capilares e gravitacional;
- deformações induzidas por tensões e decomposição da rocha;
- transporte reativo;
- precipitação e dissolução de minerais e
- transporte coloidal.

Entender bem esses processos é importante para várias aplicações, desde reparo de danos ambientais, deposição de resíduos nucleares (HODGKINSON, D.P., 1980; GUIMARÃES, L.N. et al., 2007), armazenamento de CO_2 (LAGNEAU, V. et al., 2005), recuperação de óleo ou gás (CUISIAT, F. et al., 1998) ou para o gerenciamento de reservatórios geotérmicos (WATANABE, N. et al., 2010).

Simuladores estão sendo desenvolvidos para prever o transporte de fluidos multifase e multicomponente, com capacidade de modelar processos termo-hidráulicos (TH), termo-hidro-químicos (THC), termo-hidro-mecânico (THM) e termo-hidro-mecânico-químico ($THMC$).

Já no início da década de cinquenta, Fatt e Davis apresentaram vários trabalhos (FATT, I. e DYKSTRA, H., 1951; FATT, I. e DAVIS, DH, 1952; FATT, I., 1953 1958), que mostram os efeitos da pressão na porosidade e permeabilidade de arenitos. GANG, H. e DUSSEAUULT, M. B. (2003) repetiram o estudo considerando a área próxima ao poço, as condições de isotropia da tensão, a não-linearidade dos parâmetros e o tipo de formação.

YERKES, R.F. e CASTLE, R.O. (1969) apresentaram trabalho sobre a ocorrência de subsidência associada com a exploração de campos de óleo e gás nos Estados Unidos. No artigo são apresentados os dados da subsidência, dos deslocamentos horizontais e falhas de superfície que ocorreram nos campos dos estados da Califórnia e do Texas. É descrito um modelo ("*tension center model*") elaborado no final dos anos quarenta e utilizado na previsão das zonas de compressão e tensão da área subsidida, bem como dos deslocamentos horizontais que ocorrem da superfície afetada. Tema semelhante também foi objeto do trabalho de ALLEN, D.R. e MAYUGA, M.N. (1969).

MOURITS, F.M. e SETTARI, A. (1998a) elaboraram um artigo mostrando a necessidade de se adotar o acoplamento mecânico nos modelos de fluxo ao invés de considerar a porosidade/permeabilidade como uma simples função da pressão e temperatura. Apresentaram algoritmo de uma abordagem geomecânica num acoplamento parcial modulado. Através de um método iterativo atuando entre os módulos de fluxo e de tensão, apresentaram solução para a convergência simultânea dos dois sistemas. Outros trabalhos, sobre o mesmo tema, foram apresentados em sequência: WALTERS, D. e SETTARI, A. (2001); SETTARI, A. (2002); THOMAS, L.K. et al. (2003); DEAN, R. et al. (2003).

PAO, W.K.S. et al. (2001) escreveram uma formulação de um modelo hidro-termo-poro-mecânico para um reservatório “*black oil*” trifásico não isotérmico. Empregaram método de Elementos Finitos como tratamento numérico para implementação do algoritmo.

YARLONG, W. e DUSSEAU, M.B. (2003) trataram da solução acoplada condutiva-convectiva termo-poroelástica na estabilidade do poço. Apresentaram tratamento matemático em um modelo geomecânico empregado para analisar as tensões induzidas e o dano provocado na formação.

RUTQVIST, J. et al. (2006) publicaram um estudo conduzido por técnicos de vários países, dentro do projeto DECOVALEX⁶, realizado para analisar o acoplamento dos processos térmico, hidráulico, mecânico e químico (THMC) na escavação destinada a depósitos de resíduos nucleares. Foram considerados processos dependentes do tempo como fluência, fechamento de fraturas e fissuramento que causam enfraquecimento ou endurecimento da rocha ao longo do tempo. Cinco equipes de pesquisa estudaram códigos com diferentes abordagens, incluindo os métodos: elementos de fronteira, elementos finitos, diferenças finitas, mecânica das partículas e métodos autômatos elasto-plástico. Nas conclusões, teceram comentários a respeito dos valores das tensões de compressão a que uma rocha granítica estaria segura para que fosse utilizada como repositório de resíduos nuclear durante longo período de tempo.

DUSSEAU, M. B. e COLLINS, P.M. (2008) mostraram os efeitos geomecânicos da exploração para processos térmicos de recuperação avançada de petróleo (*THEOR - Thermal Enhanced Oil Recovery*) em reservatório de óleo pesado. Apresentaram as alterações que ocorrem no reservatório causadas pelas tensões induzidas termicamente: cisalhamento, dilatação, danos mecânicos, deformações e os impactos desses efeitos.

⁶DECOVALEX - *Development of Coupled Models and their Validation against Experiments* - É um projeto de colaboração internacional para entendimento avançado e modelagem matemática do acoplamento dos processos termo-hidro-mecânico (THM) e termo-hidro-químico (THC) em sistemas geológicos.

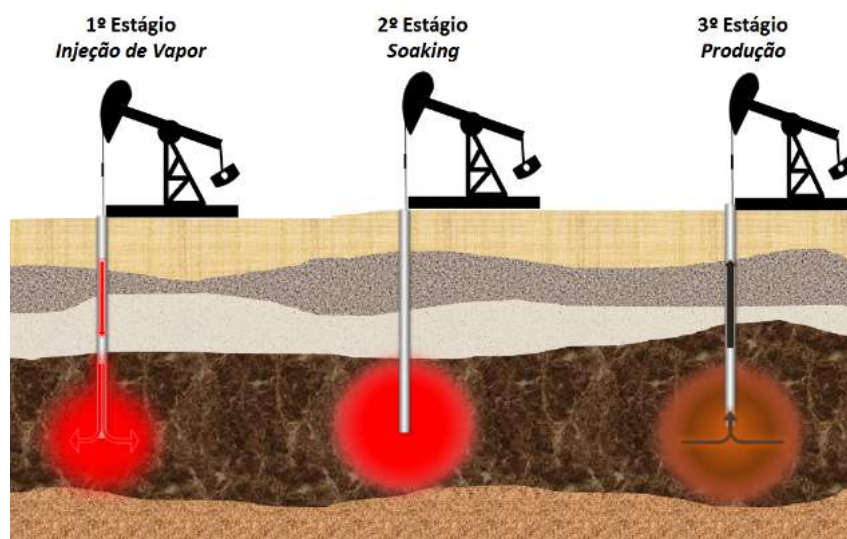
1.2.3 Injeção de Vapor

Injeção de vapor é uma técnica mundialmente consagrada e melhor empregada em reservatórios rasos de óleo pesado. A elevação de temperatura proporcionada pelo método aumenta a mobilidade do óleo no interior da rocha, mas, somada à pressão utilizada, também gera danos nos poços e formação circunvizinha.

O vapor é utilizado pela sua capacidade térmica e por ser relativamente fácil de se obter com tecnologia e equipamentos de fácil manuseio. Numa profundidade de 400m, a operação impõe alterações de pressão entre 60 e 70 kgf/cm² e de temperatura entre 200 a 350°C, o que causa expansão da área aquecida em volta do poço, levando a deslocamentos e esforços em regiões restritas da formação.

Na recuperação por estimulação cíclica de vapor (CSS - *Cyclic Steam Stimulation*), uma determinada quantidade de vapor (a alta pressão e temperatura) é injetada no reservatório através de um poço *produtor*, seguido por um período de tempo onde esse poço é mantido fechado para permitir a dispersão da energia térmica dentro da formação. Esse período de espera é conhecido na indústria como “soaking”⁷. Após esse período, o poço é reaberto para a produção, completando, assim, o ciclo de injeção - Figura 1.3.

Figura 1.3: Estágios da estimulação cíclica de vapor - CSS.



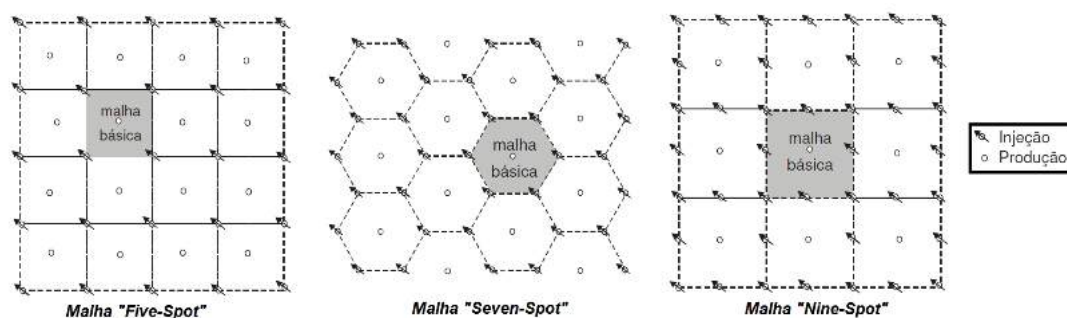
Fonte: Autor

Na injeção contínua de vapor (*Steamflood*), a injeção se dá continuamente a partir de um poço central (injetor) e o óleo aquecido é produzido pelos poços produtores circundantes. Essa configuração de injetor/produtores é chamada de “malha de injeção” e, dependendo

⁷Do inglês: Absorção ou imersão

do número de poços envolvidos, recebe denominações específicas - *Five-Spot*, para injetor e quatro produtores, *Nine-Spot*, para injetor e oito produtores, etc - Figura 1.4.

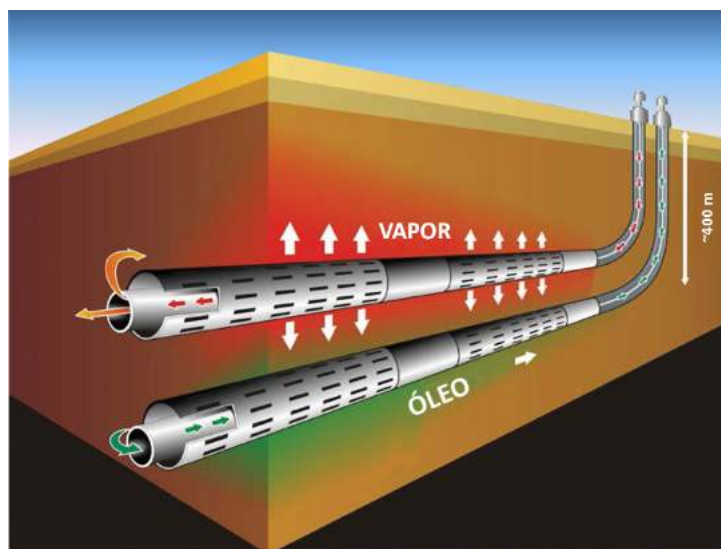
Figura 1.4: Modelos de malhas para injeção contínua.



Fonte: Adaptado de ROSAS, A.J et al. (2006)

Outra técnica consagrada é a drenagem gravitacional assistida com vapor ou *SAGD* - (*Steam-Assisted Gravity Drainage*)⁸: nesse método, dois poços horizontais paralelos, com o injetor posicionado acima do produtor, trabalham em conjunto formando uma câmara de injeção onde o óleo, menos viscoso pelo aquecimento, desce por gravidade e é produzido no poço inferior - Figura 1.5.

Figura 1.5: Drenagem gravitacional assistida - SAGD.



Fonte: TONN, R. (2010)

Em todos esses métodos o efeito geomecânico torna-se relevante por causa das tensões cisalhantes geradas pelo gradiente térmico no reservatório, o que pode causar variações consideráveis de volume (dilatância) - (DUSSEAU, M. B., 2011).

Apenas para registro, citam-se outros tipos de métodos térmicos utilizados na indús-

⁸ O método *SAGD* não será objeto do presente trabalho.

tria: combustão *in-situ* , eletromagnetismo e variações dos métodos listados acima (Vapor+Solvente, Vapor+Álcalis, Vapor+Surfactantes).

Na injeção de vapor em reservatórios de óleo pesado, além da redução de viscosidade, outros fenômenos podem ocorrer: destilação, segregação gravitacional dos fluidos (sobreposição do vapor), desenvolvimento de caminhos preferenciais, formação de emulsões, expansão térmica e alteração da molhabilidade. Todos esses fenômenos podem ocorrer isolados ou simultaneamente, provocando danos à formação, inchamento de argila, geração e migração de partículas finas e precipitação de minerais e asfaltenos, o que pode levar à significativas variações na permeabilidade e porosidade da rocha (XIAO, G. et al., 2005).

Existe uma grande quantidade de estudos na literatura relacionados aos diversos efeitos da recuperação térmica. Listamos a seguir apenas uma pequena amostra desses trabalhos.

RAMEY Jr, HJ (1962) publicou artigo apresentando um modelo teórico para calcular a temperatura de um fluido (produzido ou injetado) em um poço como função da profundidade e do tempo. Este foi o primeiro trabalho abordando o aspecto de transferência de calor entre poço e formação.

LEUTWYLER, K. e BIGELOW, H.L. (1965) apresentaram um trabalho mostrando os efeitos da temperatura na coluna de produção, no revestimento e no equipamento de fundo de poço resultante da injeção de fluidos com temperatura substancialmente superior a da formação. Nas conclusões e recomendações, alertaram para o alongamento da coluna provocado pela dilatação térmica que, devido à falta de contenção lateral, pode vir a causar deformações em hélice e colapso. Relataram que, para o tipo de coluna estudada, foi observado um alongamento de 0,76m, numa profundidade de 300m, quando aplicada uma temperatura de 300°C.

HOLLADAY, C.H. (1966) apresentou os aspectos técnicos das práticas de injeção de vapor mais utilizadas na época: Injeção cíclica e contínua. Relatou os principais problemas enfrentados nessas práticas: aumento da injeção, alto pH do condensado injetado, fraturamento hidráulico, formação de emulsão e dano da formação. Sugeriu algumas medidas para contornar cada problema: injeção de surfactante, rebaixamento da coluna de injeção posicionando a injeção abaixo do ponto de injeção, adição de hidróxido de sódio para controle do pH do condensado e outros.

BENNION, D.B. et al. (1992) apresentaram estudos de reservatório que realizaram para analisar o efeito da água quente e da injeção de vapor na permeabilidade, permeabilidade relativa, molhabilidade, saturação de óleo residual e composição mineralógica de um reservatório

do sul da província de Alberta, Canadá. Notaram que o dano na formação pode chegar a reduzir em até 95% a permeabilidade da rocha devido às alterações induzidas pela temperatura na mineralogia e molhabilidade. Exames petrográficos indicaram a transformação da caulinita em esmectita (sujeita a inchamento) devido à reação entre a caulinita e o quartzo quando submetidos à altas temperaturas. Detalharam os processos que afetam a permeabilidade e que podem ocorrer durante operações de estimulação térmica: transformações minerais; solubilização e dissolução; alteração de molhabilidade e formação de emulsão no reservatório.

WALTERS, D.A. e SETTARI, A. (2000) estudaram o efeito da deformação volumétrica causada pela injeção cíclica dos reservatórios da formação Cold Lake, Alberta - Canadá. Observaram que as alterações de volume atingiam regiões bem distantes da área onde ocorria a injeção. A magnitude das deformações e deslocamentos eram transferidas para zonas fora do reservatório alvo da injeção, fazendo com que a pressão de sistemas hidráulicos isolados sofressem variações. Uma das possibilidades de explicar o fenômeno era associar as flutuações da pressão dos sistemas desconectados aos efeitos poroelásticos devido a dilatação e recompressão das formações sobre a ação do CSS. Foi realizado estudo de simulação acoplada fluxo / geomecânica para quantificar a variação de pressão na vizinhança do reservatório.

1.3 Motivação e Objetivo

1.3.1 Motivação

Apesar da técnica de injeção de vapor ser a forma mais comum de recuperação avançada de petróleo, ainda existem desafios e dificuldades a serem vencidos.

A severidade das condições térmicas e de pressão age diferentemente em cada componente do sistema, e podem provocar reação sequenciada de falhas:

- No revestimento, provoca dilatação e tensões que podem ir além do ponto de ruptura do aço. Esses casos de falha podem ser: ruptura por fadiga, colapso ou flambagem por falta de apoio lateral;
- Na bainha de cimento, além do descolamento nas interfaces com o revestimento ou com a formação, ocorrem fraturas por tração e cisalhamento causadas pela dilatação térmica. Pode provocar também o enfraquecimento do cimento pela retrogressão. Todos esses fenômenos fazem com que a cimentação perca a função de isolante hidráulico;

- Na formação, a ação da temperatura somada à alcalinidade da água presente no vapor⁹ provoca a dissolução do quartzo e dos minerais silicatados com relativa velocidade, podendo levar à grande perda do material rochoso na área próxima ao poço, formando cavernas que poderão provocar colapso do revestimento (REED, M.G., 1980).

1.3.2 Objetivo

O objetivo desse trabalho é analisar, sob a perspectiva da geomecânica e através da Modelagem Numérica em Meios Sujeitos à Fragilização - via Fragmentação de Malha de Elementos Finitos, o que ocorre no poço e imediações quando submetidos à injeção de vapor. A técnica utilizada possibilita que o processo de formação e propagação de descontinuidades seja bem detalhado e, através da modelagem de fraturas, torna possível representar os campos de deslocamentos e de deformações do material danificado. O diferencial desse estudo é, então, através do estudo do dano na bainha de cimento, obter respostas para:

- Qual é o comportamento do sistema rocha+cimento+revestimento durante um ciclo térmico?
- Qual é o impacto dos vários tipos de formação? E de diferentes tipos de cimentação?
- Qual o impacto da aderência das superfícies dos materiais e de suas molhabilidades?
- Quando ocorrerá fissuras ou descolamento em função das cargas térmicas e mecânicas?
- Qual a geometria das fissuras e descolamentos? E onde ocorrem?

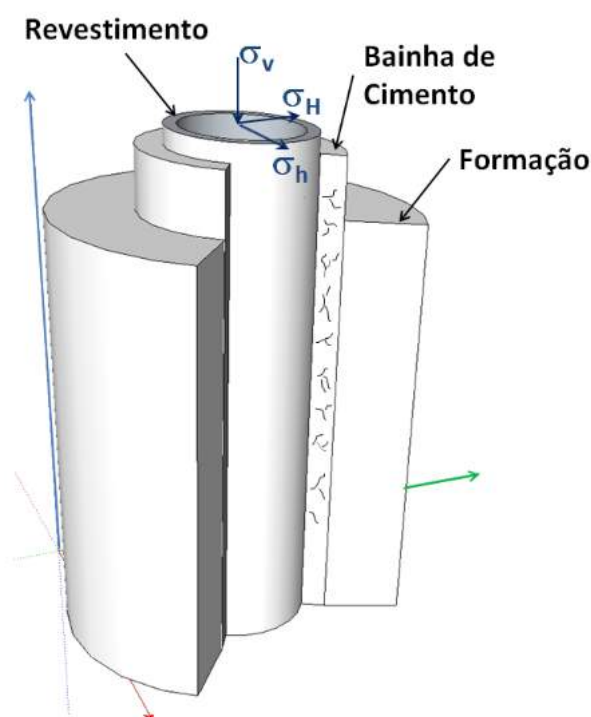
1.4 Metodologia

Apresenta-se aqui uma técnica numérica para avaliação da integridade de poços de petróleo submetidos à injeção de vapor. A dilatação térmica diferencial entre os materiais, induzida pela injeção de vapor, é um dos principais fatores de concentração de tensões na bainha de cimento, que leva ao aparecimento e propagação de fraturas, comprometendo a estabilidade e o isolamento hidráulico entre a formação e o poço - Figura 1.6.

Através da simulação acoplada termo-hidro-mecânica é possível resolver as equações que governam este problema (conservação de massa de fluidos, conservação de energia interna e equação de equilíbrio), cujas incógnitas são respectivamente pressão e saturação, temperatura

⁹Normalmente o título do vapor não passa de 80%, indicando que do volume injetado no poço 20% é água dura de elevado pH, com quantidade excessiva de íons Ca^{2+} e Mg^{2+} .

Figura 1.6: Ação do vapor na bainha de cimento



Fonte: Autor

e deslocamentos. Estas equações foram resolvidas simultaneamente via Técnica de Fragmentação de Malha de Elementos Finitos, que permite simular de maneira eficiente o aparecimento e propagação de fraturas num meio inicialmente contínuo.

A técnica utilizada neste trabalho faz uso de elementos de interface, representados por elementos triangulares de alta razão de aspecto (com uma dimensão muito menor que as demais), introduzidos em todas as faces que separam os elementos do contínuo. Desta forma, as fraturas podem se propagar através das faces dos elementos do contínuo sem a necessidade de algoritmos especiais para definir a geometria da fratura, uma vez que todas estas faces são candidatas a pertencer à superfície da fratura. Para representar o comportamento das interfaces, adotou-se um modelo de dano com base na resistência à tração do material cuja malha foi fragmentada (cimento) - (ORTIZ, M. et al., 1986; XU, X.P. e NEEDLEMAN, A., 1994).

Na simulação foi empregado o software de elementos finitos CODE-BRIGHT (COupled DEformation, BRIne, Gas and Heat Transport - CB), e o GID® como pós-processador dos resultados. Foram elaborados modelos para alguns cenários de cimentação e analisadas as tensões e deformações resultantes na vizinhança do poço. Os padrões de fissuramento encontrados através da simulação numérica explicam algumas situações reais encontradas em

campo.

1.5 Estrutura do Trabalho

Além do presente Capítulo, será abordada a modelagem através de elementos de interface no Capítulo 2 e a Mecânica do Dano Contínuo no Capítulo 3, onde são apresentados a formulação teórica e os conceitos básicos associados à técnica de fragmentação de malha.

No Capítulo 4 estão apresentadas as características e propriedades dos materiais do sistema a ser estudado.

No Capítulo 5 são mostrados experimentos obtidos na literatura que serviram de comparação qualitativa para os resultados das simulações efetuadas.

No Capítulo 6 são mostrados os resultados das simulações realizadas com foco no problema apresentado, onde foram considerados os vários cenários de cunho prático e feitas as análises de sensibilidade variando-se alguns parâmetros importantes.

No Capítulo 7 estão apresentadas as conclusões e recomendações do estudo, e no Anexo A está demonstrada a formulação matemática básica do problema.

2 ELEMENTOS FINITOS DE INTERFACE

O processo da formação e propagação de descontinuidades em meios originalmente contínuos tem sido tratado através de diversos métodos de aproximação numérica. Esse problema requer o uso de modelos constitutivos que representem, da maneira apropriada, os fenômenos envolvidos no processo de danificação, pelo qual os materiais se degradam progressivamente.

Para a modelagem do fraturamento é necessário que os campos cinemáticos (campos de deslocamento e deformação) sejam tratados da maneira adequada quando se utiliza o método de elementos finitos. A discretização e interpolação desse método devem representar a transição entre os campos contínuos e descontínuos.

De acordo com OLIVER, J. et al. (1999) e OLIVER, J. et al.,(2004) o processo de formação da descontinuidade pode ser representado através da Aproximação Contínua de Descontinuidades Fortes (ACDF) . Nessa aproximação, o processo de degradação é representado através de uma cinemática especial que trata as deformações através de bandas estreitas, desde as descontinuidades fracas até as descontinuidades fortes, no caso limite de degradação completa.

Uma das formas de se aplicar a ACDF é através do uso de elementos finitos com elevada razão de aspecto, cuja principal característica é a grande relação entre suas dimensões. Esses elementos devem ser posicionados na malha onde haja maior potencial de ocorrência de fraturamento.

MANZOLI, O.L. et al.,(2012) demonstrou que esses elementos de interface podem reproduzir os efeitos do processo de fraturamento, desde que sejam empregadas as relações constitutivas adequadas.

No trabalho de MANZOLI, O.L. et al.,(2016) foram tratados os problemas da dependência da malha nos resultados simulados, chegou-se a conclusão que os efeitos podem ser reduzidos ou evitados quando observado um refinamento razoável e empregada malha não estruturada.

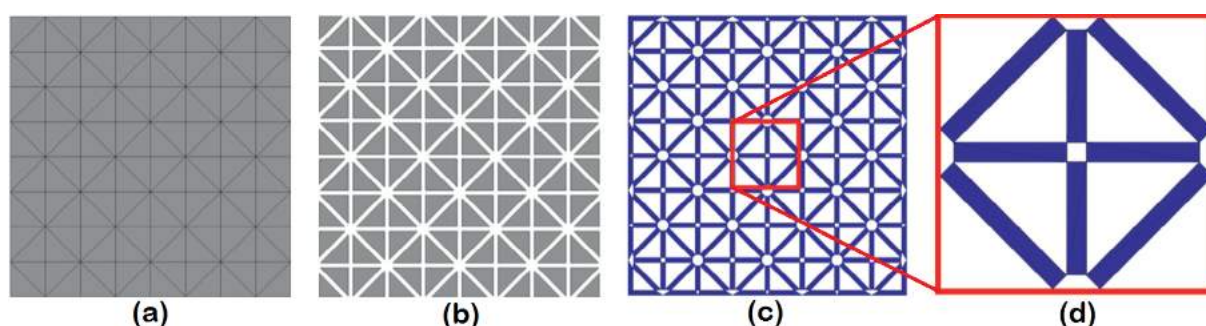
Essa técnica de inserir elementos de alta razão de aspecto entre elementos regulares é denominada de Fragmentação de Malha (MANZOLI, O.L. et al., 2012 2016; SANCHEZ, M et al., 2014). Nesse método não é necessário o uso de algoritmos para a construção da trajetória da descontinuidade (“*tracking*”) o que possibilita que, com a introdução de pequenas alterações no modelo, seja facilmente aplicado ao problema do fraturamento.

2.1 Elementos Finitos de Interface para o Problema Mecânico

Elementos com elevada razão de aspecto ($h \ll b$ - Figuras 2.1 e 2.2a) são os elementos que passam a representar o comportamento da fratura e da cinemática de uma banda de localização de deformações.

É importante salientar que, para que a razão de aspecto seja considerada alta, o valor de h (menor dimensão do elemento) deve ser aproximadamente 1% do valor típico da dimensão de um elemento regular. Menores elementos regulares produzem respostas mais acuradas e o valor de h fica limitado, então, à precisão computacional (MANZOLI, O.L., MAECO, M.A., BITENCOURT JR., L.A.G., e RODRIGUES, E.A., 2016).

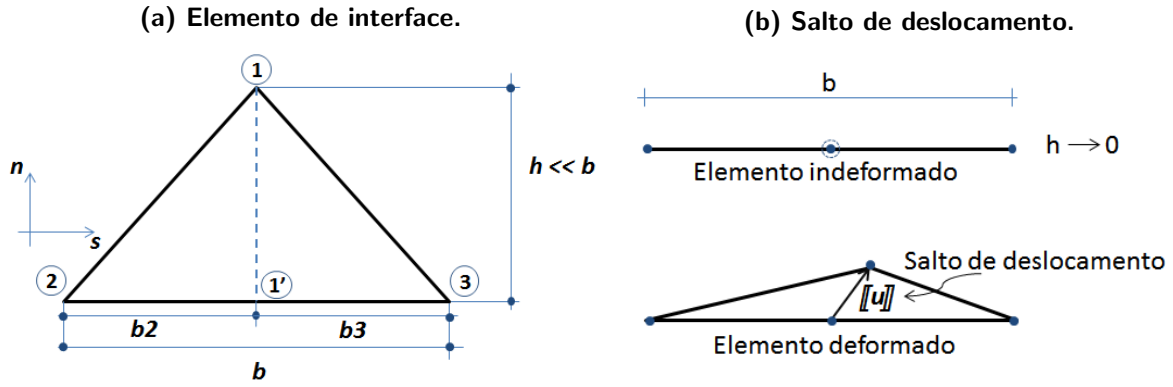
Figura 2.1: Passos da técnica de fragmentação de malha de elementos finitos: (a) Malha convencional de elementos finitos; (b) Espaçamento (sem escala) da malha regular para acomodar os elementos de interface; (c) Inserção dos elementos com alta razão de aspecto entre os elementos regulares (representados em branco); (d) Detalhe dos elementos inseridos.



Fonte: SANCHEZ, M et al. (2014)

Considerando-se o elemento de interface mostrado nas Figuras 2.2a e 2.2b, representado num sistema de coordenadas $(n \times s)$, onde b é a base do elemento e h sua altura, conforme descrito em MANZOLI, O.L. et al. (2012), tem-se:

Figura 2.2: Elemento de interface e o salto de deslocamento.



Fonte: Adaptado de MANZOLI, O.L. et al. (2012).

Utilizando-se esses elementos na Equação 2.1, convencional do Método de Elementos Finitos, obtêm-se a relação mostrada na Equação 2.2:

$$\{\epsilon\} = [B]\{d\} \quad (2.1)$$

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{nn} \\ \epsilon_{ss} \\ \gamma_{ns} \end{Bmatrix} = \frac{1}{2A} \begin{bmatrix} X_s^{32} & 0 & -X_s^{31} & 0 & X_s^{21} & 0 \\ 0 & -X_n^{32} & 0 & X_n^{31} & 0 & -X_n^{21} \\ -X_n^{32} & X_s^{32} & X_n^{31} & X_s^{31} & -X_n^{21} & X_s^{21} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_n^{(1)} \\ u_s^{(1)} \\ u_n^{(2)} \\ u_s^{(2)} \\ u_n^{(3)} \\ u_s^{(3)} \end{Bmatrix} \quad (2.2)$$

onde $\{\epsilon\}$ é o vetor de deformações, $[B]$ a matriz das derivadas das funções de forma, $\{d\}$ o vetor de deslocamentos nodais, A a área do elemento finito triangular e $u_n^{(i)}$ e $u_s^{(i)}$ são as componentes do deslocamento do nó i na direção dos eixos n e s , respectivamente. Nesta equação, a notação X_s^{32} representa a diferença entre as coordenadas dos nós 3 e 2 na direção s , ou seja, $X_s^{32} = X_s^3 - X_s^2$. Temos então:

$$\begin{aligned}
X_s^{32} &= b; \\
-X_s^{31} &= -b_3; \\
X_s^{21} &= -b_2 \\
-X_n^{32} &= 0; \\
X_n^{31} &= -h; \\
-X_n^{21} &= h
\end{aligned} \tag{2.3}$$

substituindo-se essas relações na Equação 2.2, chega-se a:

$$\begin{aligned}
\begin{Bmatrix} \epsilon_{nn} \\ \epsilon_{ss} \\ \gamma_{ns} \end{Bmatrix} &= \frac{1}{bh} \begin{bmatrix} b & 0 & -b_3 & 0 & -b_2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -h & 0 & h \\ 0 & b & -h & -b_3 & h & -b_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_n^{(1)} \\ u_s^{(1)} \\ u_n^{(2)} \\ u_s^{(2)} \\ u_n^{(3)} \\ u_s^{(3)} \end{Bmatrix} \\
&= \begin{Bmatrix} \frac{u_n^{(1)} - (b_3/b)u_n^{(2)} - (b_2/b)u_n^{(3)}}{h} \\ \frac{(u_s^{(3)} - u_s^{(2)})}{b} \\ \frac{(u_s^{(3)} - u_s^{(2)})}{b} + \frac{u_s^{(1)} - (b_3/b)u_s^{(2)} - (b_2/b)u_s^{(3)}}{h} \end{Bmatrix}
\end{aligned} \tag{2.4}$$

Para se determinar os deslocamentos da projeção do ponto 1, ou seja 1', são utilizadas interpolações dos deslocamentos dos nós 2 e 3, dessa forma:

$$\begin{aligned}
u_n^{(1)} - \underbrace{[(b_3/b)u_n^{(2)} + (b_2/b)u_n^{(3)}]}_{u_n^{(1')}} \\
u_s^{(1)} - \underbrace{[(b_3/b)u_s^{(2)} + (b_2/b)u_s^{(3)}]}_{u_s^{(1')}}
\end{aligned} \tag{2.5}$$

Daí o deslocamento relativo entre o nó 1 e sua projeção na base do elemento fica expresso por:

$$\begin{aligned}
u_n^{(1)} - u_n^{(1')} &= \llbracket u \rrbracket_n \\
u_s^{(1)} - u_s^{(1')} &= \llbracket u \rrbracket_s
\end{aligned} \tag{2.6}$$

Sendo $\llbracket u \rrbracket_n$ e $\llbracket u \rrbracket_s$ as componentes do deslocamento relativo entre o nó 1 e a sua projeção na base do elemento, ou seja:

$$\llbracket \mathbf{u} \rrbracket = \begin{Bmatrix} \llbracket u \rrbracket_n \\ \llbracket u \rrbracket_s \end{Bmatrix} \quad (2.7)$$

O tensor de deformações pode ser expresso por:

$$\boldsymbol{\epsilon} = \begin{bmatrix} \epsilon_{nn} & \frac{\gamma_{ns}}{2} \\ \frac{\gamma_{ns}}{2} & \epsilon_{ss} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{h} \llbracket u \rrbracket_n & \frac{1}{2} \left[\frac{1}{h} \llbracket u \rrbracket_s + \frac{1}{b} (u_n^{(3)} - u_n^{(2)}) \right] \\ \frac{1}{2} \left[\frac{1}{h} \llbracket u \rrbracket_s + \frac{1}{b} (u_n^{(3)} - u_n^{(2)}) \right] & \frac{1}{b} (u_n^{(3)} - u_n^{(2)}) \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

Esse tensor pode ser decomposto em duas partes, uma dependente da base b e outra que depende da menor dimensão do elemento, h . De modo que

$$\boldsymbol{\epsilon} = \tilde{\boldsymbol{\epsilon}} + \hat{\boldsymbol{\epsilon}} \quad (2.9)$$

onde

$$\tilde{\boldsymbol{\epsilon}} = \frac{1}{b} \begin{bmatrix} 0 & \frac{1}{2} (u_n^{(3)} - u_n^{(2)}) \\ \frac{1}{2} (u_n^{(3)} - u_n^{(2)}) & (u_s^{(3)} - u_s^{(2)}) \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

$$\hat{\boldsymbol{\epsilon}} = \frac{1}{h} \begin{bmatrix} \llbracket u \rrbracket_n & \frac{1}{2} \llbracket u \rrbracket_s \\ \frac{1}{2} \llbracket u \rrbracket_s & 0 \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

A parte dependente da altura h - Equação 2.11, pode ser reescrita de outra forma:

$$\hat{\boldsymbol{\epsilon}} = \frac{1}{h} (\mathbf{n} \otimes \llbracket \mathbf{u} \rrbracket)^S \quad (2.12)$$

onde $(\bullet)^S$ é a parte simétrica de $(\bullet)$, $\mathbf{n}$ é o vetor unitário normal à base do elemento e $\otimes$ o produto diádico.

Substituindo-se a Equação 2.12 na Equação 2.9 temos:

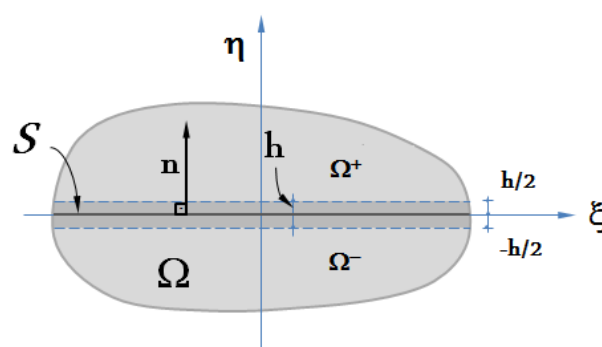
$$\boldsymbol{\epsilon} = \tilde{\boldsymbol{\epsilon}} + \underbrace{\frac{1}{h} (\mathbf{n} \otimes \llbracket \mathbf{u} \rrbracket)^S}_{\hat{\boldsymbol{\epsilon}}} \quad (2.13)$$

Na situação limite, quando $h \rightarrow 0$, o tensor $\tilde{\epsilon}$, que independe de h , não é alterado, enquanto que $\hat{\epsilon}$ deixa de ser limitado. O nó 1, então, converge para a posição de sua projeção, $1'$, mostrando que o deslocamento relativo $\llbracket \mathbf{u} \rrbracket$ pode ser tomado como a medida da descontinuidade no campo dos deslocamentos do elemento (descontinuidade forte). Essa cinemática é a mesma preconizada pela ACDF, o que indica que as mesmas aplicações podem ser utilizadas com elementos de alta resolução dentro do método de elementos finitos.

2.2 Cinemática de Descontinuidade

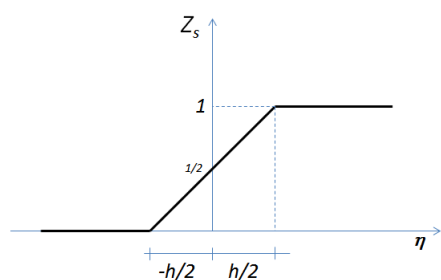
Seja um elemento que contenha uma descontinuidade S que o separa em duas partes, pode-se representar o campo de deslocamento para cada ponto material no seu interior como sendo a soma do campo de deslocamento regular $\tilde{\mathbf{u}}$, mais o campo do deslocamento descontínuo $\llbracket \mathbf{u} \rrbracket$ ao longo da superfície S - Figura 2.3.

Figura 2.3: Representação de descontinuidade S e banda de localização h .



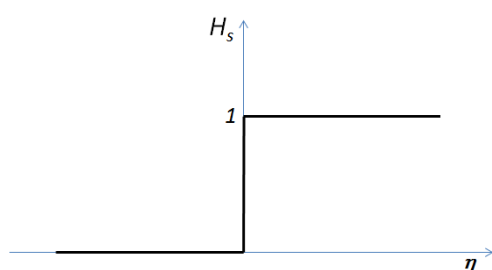
Fonte: Adaptado de MANZOLI, O.L. et al. (2012)

Dentro da banda de localização de deformações, de espessura h , o campo de deslocamento pode ser representado ou por uma função rampa (Figura 2.4), no caso do regime de descontinuidade fraca, ou pela função de *Heaviside* (Figura 2.5) no caso limite, quando $h \rightarrow 0$, para o regime de descontinuidade forte.

Figura 2.4: Z_s em função de η , função rampa.

$$Z_s(\eta) = \begin{cases} 0 & \text{se } \eta < \frac{-h}{2}, \\ 1 & \text{se } \eta > \frac{h}{2}, \\ \frac{\eta}{h} + \frac{1}{2} & \text{se } \frac{-h}{2} \leq \eta \leq \frac{h}{2}. \end{cases} \quad (2.14)$$

Fonte: Adaptado de MANZOLI, O.L. et al. (2012)

Figura 2.5: H_s em função de η , função Heaviside.

$$H_s(\eta) = \begin{cases} 0 & \text{se } \eta < 0, \\ 1 & \text{se } \eta \geq 0 \end{cases} \quad (2.15)$$

Fonte: Adaptado de MANZOLI, O.L. et al. (2012)

2.2.1 Descontinuidade Fraca

O campo de deslocamento no regime de descontinuidade fraca pode ser expresso pela Equação 2.16:

$$\mathbf{u} = \tilde{\mathbf{u}} + \mathbf{Z}_s(\eta) \llbracket \mathbf{u} \rrbracket \quad (2.16)$$

E o campo de deformações passa a ser expresso, então, pela Equação 2.17:

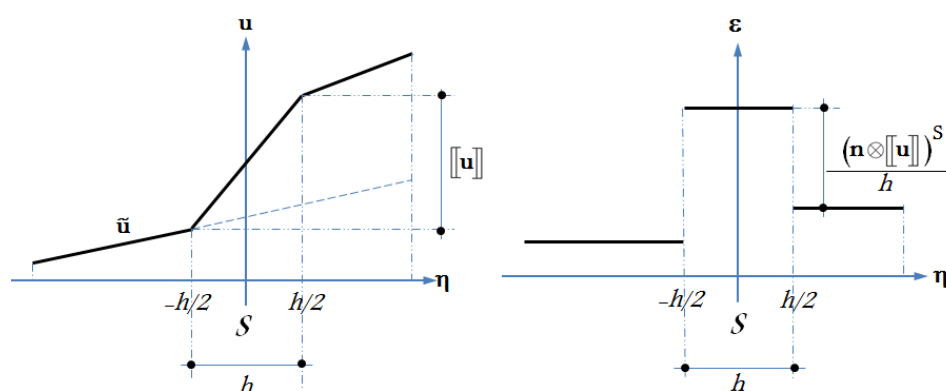
$$\begin{aligned} \epsilon &= \nabla^S \mathbf{u} \\ &= \underbrace{\nabla^S \tilde{\mathbf{u}} + Z_s \nabla^S \llbracket \mathbf{u} \rrbracket}_{\tilde{\epsilon}} + \frac{\mu_S(\eta)}{h} (\llbracket \mathbf{u} \rrbracket \otimes \mathbf{n})^S \\ &= \tilde{\epsilon} + \frac{\mu_S(\eta)}{h} (\llbracket \mathbf{u} \rrbracket \otimes \mathbf{n})^S \end{aligned} \quad (2.17)$$

onde $\frac{\mu_S(\eta)}{h}$ é a função de colocação na banda de deformação que obedece as seguintes condições:

$$\mu_S(\eta) = \begin{cases} 1 & \text{se } -\frac{h}{2} \leq \eta \leq \frac{h}{2}, \\ 0 & \text{se } \eta < -\frac{h}{2}, \text{ ou } \eta > \frac{h}{2} \end{cases} \quad (2.18)$$

A Figura 2.6 mostra o campo de deslocamentos e de deformações para o regime de descontinuidade fraca:

Figura 2.6: Representação do campo de deslocamento e deformação no regime de descontinuidade fraca.



Fonte: Adaptado de MANZOLI, O.L. et al. (2012)

2.2.2 Descontinuidade Forte

O campo de deslocamento para o regime de descontinuidade forte pode ser expresso pela Equação 2.19:

$$\mathbf{u} = \tilde{\mathbf{u}} + \mathbf{H}_s(\eta) \llbracket \mathbf{u} \rrbracket \quad (2.19)$$

E o campo de deformações pode ser escrito da seguinte forma - Equação 2.20

$$\boldsymbol{\epsilon} = \tilde{\boldsymbol{\epsilon}} + \delta_s (\mathbf{n} \otimes \llbracket \mathbf{u} \rrbracket)^S \quad (2.20)$$

onde δ_s é o delta de Dirac, definido como:

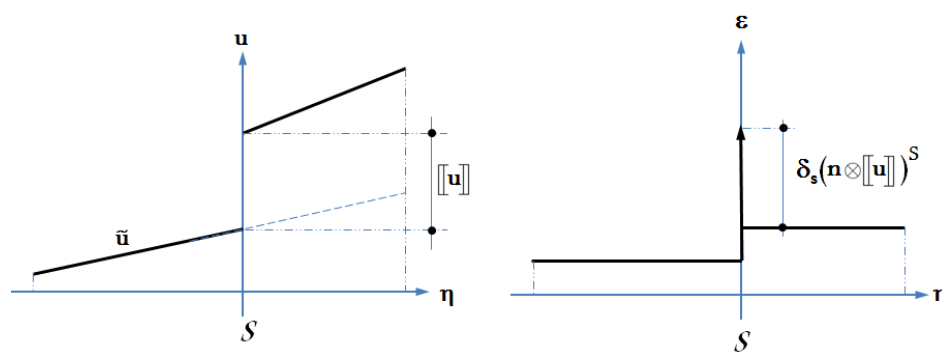
$$\delta_s = \begin{cases} 0 & \text{se } \eta \neq 0, \\ \infty & \text{se } \eta = 0 \end{cases} \quad (2.21)$$

Sendo que

$$\int_{-\infty}^{\infty} \delta_s d\eta = 1 \quad (2.22)$$

A Figura 2.7 mostra o campo de deslocamentos e de deformações para o regime de descontinuidade forte:

Figura 2.7: Representação do campo de deslocamento e deformação no regime de descontinuidade forte.



Fonte: MANZOLI, O.L. et al. (2012)

Quando h se aproxima de zero, a deformação do elemento triangular dada pela Equação 2.13, torna-se similar à expressão da deformação do regime de descontinuidade forte - Equação 2.17.

3 MODELO CONSTITUTIVO DE DANO

3.1 Introdução

A Mecânica do Dano Contínuo é a base do desenvolvimento de modelos constitutivos utilizados para representar o comportamento de materiais quando submetidos a esforços envolvendo fechamento ou abertura de fissuras (LEMAITRE, J., 1992).

Neste trabalho, para simular o aparecimento dessas fissuras, foi utilizado o critério de degradação baseado na energia de deformação provocada pelo tensor de tensões efetivas, sendo que os efeitos da dilatação térmica foram considerados apenas nos elementos do contínuo, conforme formulação mostrada no Anexo A.

Apresenta-se aqui a formulação teórica e os conceitos básicos associados a modelos de dano isotrópico, bem como os algoritmos para implementação dos métodos empregados.

A modelagem de fraturas com aplicação do método dos elementos finitos (MEF) é possível através de aproximações dos campos cinemáticos, de modo que a discretização e interpolações inerentes ao MEF possam representar os campos de deslocamentos e de deformações do material danificado.

A representação do processo de degradação tem que considerar o comportamento não linear das descontinuidades geradas, inclusive prevendo o aparecimento de singularidades, como é o caso das descontinuidades fortes (OLIVER, J., CERVERA, M., e MANZOLI, O., 1999).

A teoria da Aproximação Contínua de Descontinuidades Fortes (ACDF), citada anteriormente, introduz a representação do processo de degradação do material considerando a zona de processamento da fratura como bandas estreitas de descontinuidades. Nessas áreas, as descontinuidades no campo das deformações e dos deslocamentos são tratados desde o início da fratura (descontinuidade fraca) até a degradação completa (descontinuidade forte).

A implementação da ACDF no MEF se dá através da introdução de elementos com alta razão de aspecto na malha de elementos convencionais, o que foi denominado como técnica de fragmentação de malha conforme MANZOLI, O.L. et al. (2012).

Para a implementação dos modelos constitutivos, foi proposto por Oliver (OLIVER, J.

et al., 2006 2008a) um algoritmo de integração implícito-explícito (IMPL-EX). Esse algoritmo, tratado mais adiante, permitiu que a convergência do processo de iteração fosse alcançada mais eficientemente.

3.2 Conceitos Fundamentais

Considerando um caso uniaxial de carregamento, podem ocorrer dois tipos de dano quando se aplica uma força F nas extremidades de um corpo: dano localizado (Figura 3.1) e dano difuso (Figura 3.2).

Figura 3.1: Dano localizado.

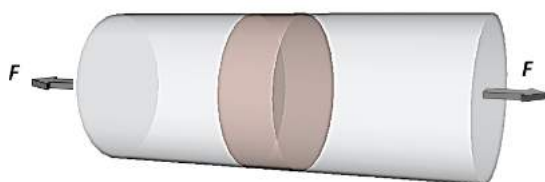
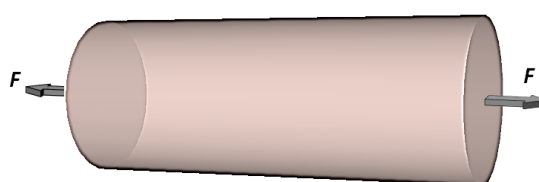


Figura 3.2: Dano difuso.

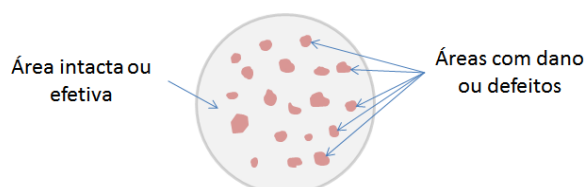


Fonte: Adaptado de RODRIGUES, E. A. (2011)

Pode-se definir uma variável d que passe a representar quanto a área foi danificada pela ação das forças. Conforme se pode notar na Figura 3.3, a área que ainda resiste ao esforço ou Área Efetiva ($\bar{A}$), é igual a diferença entre a área total e a área defeituosa, ou seja:

$$\bar{A} = A - A_D \quad (3.1)$$

Figura 3.3: Seção transversal com defeitos



Fonte: Adaptado de RODRIGUES, E. A. (2011)

A variável de dano d pode ser representada como a relação entre as áreas com dano e

a área total da seção transversal:

$$d = \frac{A_D}{A} \quad (3.2)$$

$$d = 1 - \frac{\bar{A}}{A} \quad (3.3)$$

onde:

$d = 0$ significa que não houve dano, ou $A_D = 0$;

$d = 1$ indica degradação completa com $A_D = A$, portanto, $0 \leq d \leq 1$.

Como a ocorrência de dano diminui a área resistente aos esforços, pode-se afirmar que:

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad \text{é a Tensão Aparente e} \quad (3.4)$$

$$\bar{\sigma} = \frac{F}{\bar{A}} \quad \text{é a Tensão Efetiva} \quad (3.5)$$

ou seja:

$$\frac{\sigma}{\bar{\sigma}} = \frac{\bar{A}}{A} = 1 - d \quad (3.6)$$

e

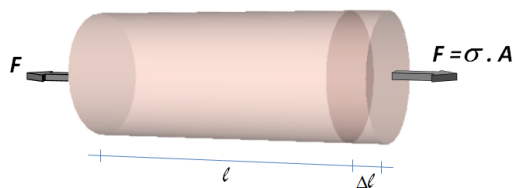
$$\sigma = (1 - d)\bar{\sigma} \quad (3.7)$$

3.2.1 Equivalência de Deformações

Pode-se conseguir uma deformação equivalente à sofrida pelo material degradado, aplicando-se no corpo composto apenas pelo material intacto, uma força $\bar{F}$ de modo que se obtenha uma tensão equivalente à verificada no corpo degradado - Figura 3.4 e Figura 3.5.

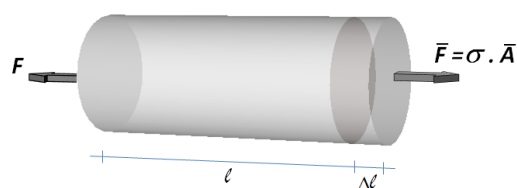
Se E_D é o módulo elástico do material degradado e E é o módulo elástico do material

Figura 3.4: Material degradado.



$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_D} \quad (3.8)$$

Figura 3.5: Material Intacto.



$$\varepsilon = \frac{\bar{\sigma}}{E} \quad (3.9)$$

Fonte: Adaptado de RODRIGUES, E. A. (2011)

intacto, tem-se:

$$\frac{\sigma}{E_D} = \frac{\bar{\sigma}}{E} \quad (3.10)$$

$$E_D = E \frac{\sigma}{\bar{\sigma}} \quad (3.11)$$

Aplicando-se a Equação 3.7, tem-se:

$$E_D = (1 - d)E \quad (3.12)$$

3.2.2 Critério de Degradação

Uma função qualquer $\phi()$ pode ser utilizada para determinar quanto um corpo é degradado pela ação de uma tensão σ . Essa função deverá representar a relação entre a tensão e o grau de degradação, assim como também indicar quando as tensões atuantes em um ponto do corpo estão no seu regime elástico ou quando ocorre dano. Para isso, deve-se levar em consideração a tensão equivalente e os limites do regime elástico. Pode-se representar uma função desse tipo da seguinte forma:

$$\phi(\sigma) = \tau(\sigma) - q \leq 0 \quad (3.13)$$

essa inequação representa o regime elástico sem degradação, onde: q é uma variável interna que define o tamanho do domínio elástico no corpo e $\tau(\sigma)$ é a tensão equivalente no corpo em função da tensão aparente e que define a forma do domínio elástico.

Para considerar esse critério no espaço de tensões efetivas, basta dividir todos os termos da inequação por $(1 - d)$, ou seja:

$$\frac{\phi(\sigma)}{(1 - d)} = \frac{\tau(\sigma)}{(1 - d)} - \frac{q}{(1 - d)} \quad (3.14)$$

e, desde que a função τ seja homogênea de 1º grau, pode ser escrita como:

$$\bar{\phi}(\bar{\sigma}) = \tau(\bar{\sigma}) - r \leq 0 \quad (3.15)$$

onde:

$$r = \frac{q}{(1 - d)} \quad (3.16)$$

A variável r é, então, uma variável interna que determina o domínio elástico no espaço das tensões efetivas. Dessa relação pode-se tirar a seguinte expressão para o dano:

$$d = 1 - \frac{q}{r} \quad (3.17)$$

Pode-se definir, para o modelo de dano, as condições de carga e descarga de Kuhn-Tucker da seguinte forma:

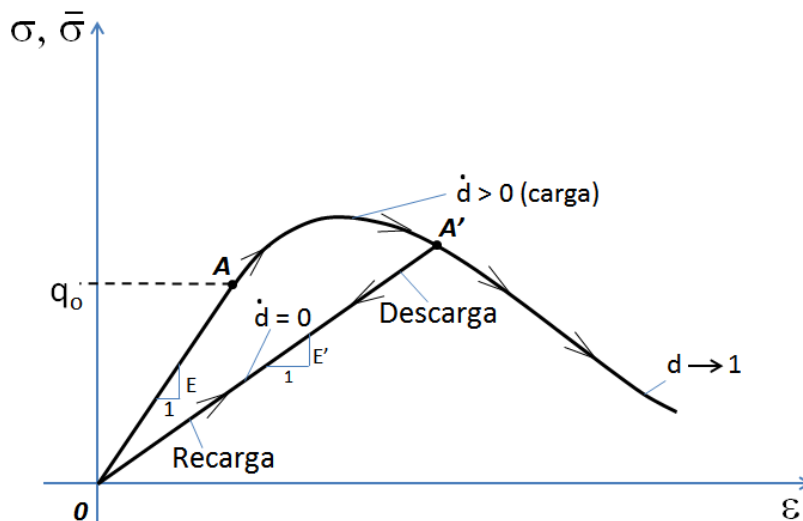
$$\begin{aligned} \dot{d} &\geq 0 \\ \bar{\phi}(\bar{\sigma}) &\leq 0 \\ \dot{\bar{\phi}}(\bar{\sigma}) &= 0 \quad \rightarrow \quad \text{condição de consistência} \end{aligned} \quad (3.18)$$

onde:

$$\left\{ \begin{array}{ll} \bar{\phi}(\bar{\sigma}) < 0 & \Rightarrow \quad \dot{d} = 0 \quad (\text{Regime elástico, sem dano}) \\ \bar{\phi}(\bar{\sigma}) = 0 & \Rightarrow \quad \left\{ \begin{array}{ll} \dot{\bar{\phi}}(\bar{\sigma}) < 0 & \Rightarrow \quad \left\{ \begin{array}{l} \dot{r} = 0 \\ \dot{d} = 0 \end{array} \right\} \parallel (\text{Descarga}) \\ \dot{\bar{\phi}}(\bar{\sigma}) > 0 & \Rightarrow \quad \left\{ \begin{array}{l} \dot{r} = \dot{\tau} > 0 \\ \dot{d} > 0 \end{array} \right\} \parallel (\text{Carga}) \end{array} \right. \end{array} \right. \quad (3.19)$$

A Figura 3.6 representa o comportamento da tensão em relação à deformação. Nota-se o limite de elasticidade q_0 e as trajetórias de carga, descarga e recarga.

Figura 3.6: Evolução do dano.



Fonte: RODRIGUES, E. A. (2011)

O trecho $\overline{OA}$ representa o domínio elástico de carga, onde a variável de dano d não evolui. No trecho curvo $\overline{AA'}$ ocorre a degradação do material com a evolução do dano, $\dot{d} > 0$. No trecho $\overline{OA'}$, tanto no sentido de descarregamento quanto no sentido de recarga, ocorre um processo elástico e o dano não evolui, $\dot{d} = 0$. Como o dano é irreversível, a variável d não reduz seu valor uma vez que alguma degradação do material tenha ocorrido. O valor da variável r fica definido como o máximo valor atingido por $\tau(\bar{\sigma})$ durante o processo de carga, sendo que $r \geq q_0$, ou seja:

$$r = \max[q_0, \bar{\sigma}] \quad (3.20)$$

3.2.3 Lei de Evolução da Variável de Dano

Além dos limites de elasticidade do material de um corpo, o critério de dano evolui segundo parâmetros de endurecimento ou abrandamento. Expressando essas características em função das variáveis q_0 e r , podemos representar graficamente esses comportamentos conforme Figura 3.7:

Para o modelo de dano, as relações de endurecimento ou abrandamento linear, podem

ser escritas em função das variáveis internas q e r , da seguinte maneira:

$$q(r) = q_0 + H(r - q_0) \quad (3.21)$$

onde $q_0 = r_0$ e H é o parâmetro de endurecimento ou abrandamento.

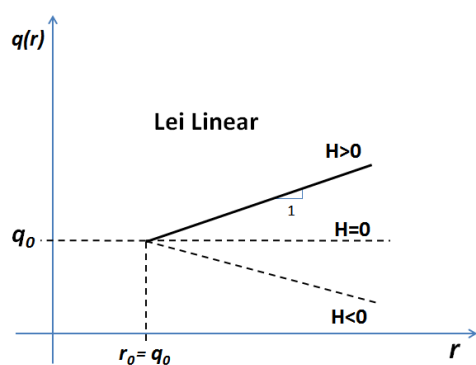
Para o caso de abrandamento exponencial, essa relação passa a ser escrita em função de r e de A da seguinte maneira:

$$q(r) = q_0 e^{A(1-r/r_0)} \quad (3.22)$$

onde A é um parâmetro de abrandamento exponencial.

Figura 3.7: Lei de evolução da variável de dano.

(a) Evolução de endurecimento ou abrandamento linear.



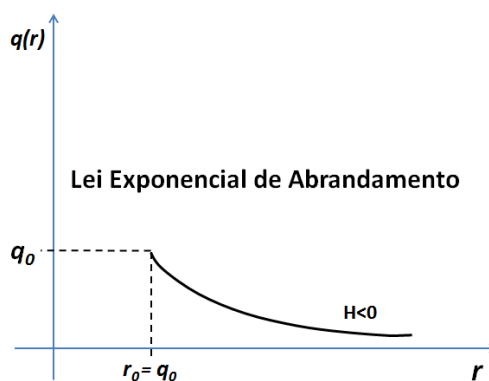
$$q(r) = q_0 + H(r - q_0)$$

$H > 0$ Endurecimento

$H < 0$ Abrandamento

H : Parâmetro End/Abrand.

(b) Evolução de abrandamento exponencial.



$$q(r) = q_0 e^{A(1-r/q_0)}$$

A : Parâmetro Abrand.

Fonte: Adaptado de RODRIGUES, E. A. (2011)

3.3 Modelo de Dano à Tração

Modelos baseados na teoria do dano são apropriados para representar o processo de degradação em materiais *quase-frágeis* OLIVER, J. et al. (2008b), SANCHEZ, M et al. (2014).

A ocorrência de fissuras está associada à transposição do limite elástico do material, o que significa um maior valor da variável de dano. O modelo de dano é expresso pela seguinte equação:

$$\boldsymbol{\sigma} = (1 - d)\bar{\boldsymbol{\sigma}} \quad (3.23)$$

onde $\boldsymbol{\sigma}$ é o tensor de tensão nominal; $d \in [0, 1]$ e $\bar{\boldsymbol{\sigma}}$ é o tensor de tensão efetiva elástica, que é dado por:

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{C} : \boldsymbol{\epsilon} \quad (3.24)$$

onde $\mathbf{C}$ é o tensor elástico de quarta ordem.

O critério de dano define o domínio elástico e é dado por:

$$\phi(\boldsymbol{\sigma}) = \tau(\boldsymbol{\sigma}) - q(r) \leq 0 \quad (3.25)$$

onde q e r são as variáveis internas do tipo tensão e deformação, respectivamente, e $\tau(\boldsymbol{\sigma})$ é a tensão equivalente que define o domínio elástico e corresponde à componente normal à base do elemento.

Para o estudo numérico utilizado neste trabalho, o tensor de tensões é projetado na direção normal à base do elemento, resultando no vetor de tensões $\mathbf{T}$ e sua normal, σ_n . Sendo essa última componente a empregada no critério de degradação, ou seja: $\tau = \sigma_n$, Figura 3.8.

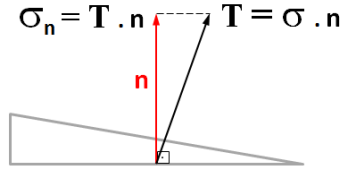
A lei constitutiva para este modelo pode ser expressa como:

$$\begin{cases} \boldsymbol{\sigma} = (1 - d)\bar{\boldsymbol{\sigma}} & \text{se } \bar{\sigma}_n > 0 \\ \boldsymbol{\sigma} = \bar{\boldsymbol{\sigma}} & \text{se } \bar{\sigma}_n \leq 0 \end{cases} \quad (3.26)$$

No campo das tensões efetivas, o critério de dano é definido por:

$$\phi(\bar{\boldsymbol{\sigma}}, r) = (\bar{\sigma}_n) - r \leq 0 \quad (3.27)$$

Figura 3.8: Projeção do vetor de tensões na direção normal à base do elemento de interface.



Fonte: SANCHEZ, M et al.,(2014)

onde $r = q/(1 - d)$, sendo a variável interna que determina a evolução do dano.

O limite elástico do material é determinado fazendo-se $\phi(\bar{\boldsymbol{\sigma}}_n, r) = 0$. O valor de r pode variar entre o limite elástico r_0 e a máxima tensão efetiva de tração $\bar{\boldsymbol{\sigma}}_n$, ou seja:

$$r = \text{Max}[r_0, \bar{\boldsymbol{\sigma}}_n], \text{ sendo } r_0 = f_t \quad (3.28)$$

onde f_t é a resistência à tração do material.

Dessa maneira, a lei de evolução do dano pode ser expressa por:

$$d(r) = 1 - \frac{q(r)}{r} \quad (3.29)$$

A variável $q(r)$ pode representar as diferentes leis de endurecimento / abrandamento. Para este trabalho foi empregada a lei de abrandamento exponencial, onde são consideradas a energia de fratura do material e a espessura do elemento de interface (SANCHEZ, M et al. (2014)), Equação 3.30.

$$q(r) = f_t e^{\frac{f_t^2}{G_f E} h (1 - r/f_t)} \quad (3.30)$$

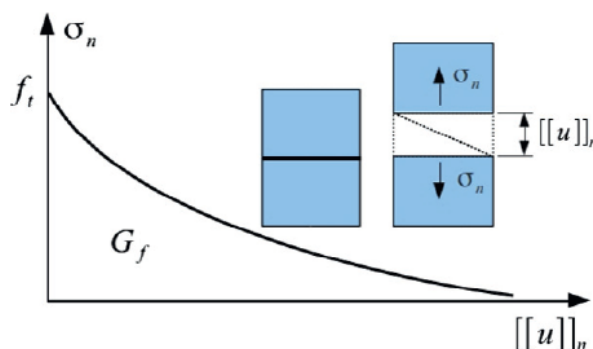
onde G_f é a sua energia de fratura, E é o seu módulo de elasticidade e h é a espessura do elemento de interface.

A energia de fratura corresponde a:

$$G_f = h \frac{q_0^2}{AE} \quad (3.31)$$

que representa a energia consumida na formação de uma unidade de área de fratura. É, portanto, uma propriedade intrínseca do material. Pode ser determinada a partir da curva entre a força de tração σ_n e o salto no campo de deslocamentos $\llbracket \mathbf{u} \rrbracket$, conforme Figura 3.9.

Figura 3.9: Energia de fratura.



Fonte: SANCHEZ, M et al. (2014)

A Tabela 3.1 resume as equações constitutivas do modelo de dano à tração.

Tabela 3.1: Equações constitutivas do modelo de dano à tração

Relação Constitutiva	$\sigma = (1 - d)\bar{\sigma}$, se $\bar{\sigma}_n > 0$ $\sigma = \bar{\sigma}$, se $\bar{\sigma}_n \leq 0$
Tensões efetivas	$\bar{\sigma} = \mathbf{C} : \epsilon$
Tensão equivalente	$\bar{\tau}(\bar{\sigma}) = \bar{\sigma}_n$
Crítério de dano	$\phi = \bar{\tau} - q(r) \leq 0$
Evolução da variável r	$r = \text{Max}[\bar{\sigma}_n, f_t]$
Evolução da variável de dano	$d(r) = 1 - \frac{q(r)}{f_t}$
Lei de abrandamento	$q(r) = f_t e^{\frac{f_t^2}{G_f E} h(1 - \frac{r}{f_t})}$

Fonte: SEIXAS, M. G. (2015)

3.4 Algoritmo IMPL-EX

Esquemas de integração explícitos são condicionalmente estáveis, isso é conseguido às custas de uma limitação do tamanho do passo de tempo, necessitando um grande número de passos para chegar à solução do problema. Com isso, as incógnitas tratadas tornam-se quase lineares dentro de cada passo, o que torna esse tipo de esquema de integração muito robusto.

Os algoritmos implícitos, ao contrário, são incondicionalmente estáveis, sem limitação intrínseca do tamanho do passo de tempo, mantem o controle regulando o erro de integração (estipulado pequeno). O número de passos de tempo, nesse caso, é menor quando comparado com o esquema explícito, em compensação a convergência fica prejudicada pela possibilidade de ocorrer não linearidade em cada passo.

Desenvolvido por OLIVER, J. et al. (2008a), o algoritmo IMPL-EX combina as vantagens dos métodos implícito e explícito e consiste em utilizá-los em um mesmo passo de

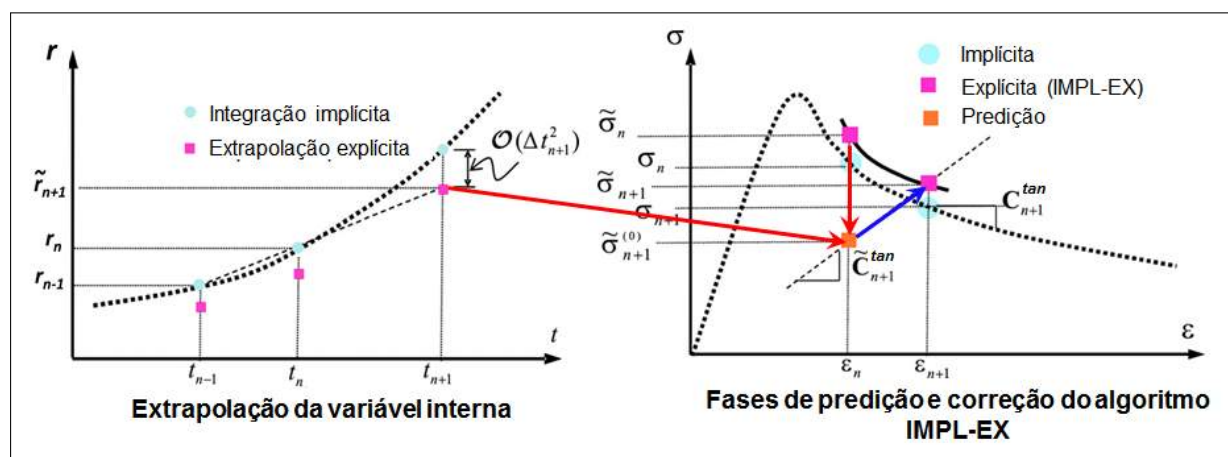
carregamento, em dois estágios:

- No primeiro estágio, uma avaliação explícita das tensões ($\tilde{\sigma}_{n+1}$) e das variáveis do tipo tensão ($\tilde{q}_{n+1}$) é feita a partir dos valores implícitos das tensões e dos valores extrapolados das variáveis internas tipo deformação (r_{n+1}) encontrados no passo de tempo anterior;
- Num segundo estágio, uma integração implícita padrão é realizada no modelo constitutivo e novos valores das tensões (σ_{n+1}) são obtidos.

A Figura 3.10 detalha o esquema de predição-correção empregado no algoritmo:

- Na predição, um valor estimado para as tensões ($\tilde{\sigma}_{n+1}^{(o)}$) é encontrado baseado em valores extrapolados das variáveis internas (indicado pelas setas vermelhas);
- Na correção (seta azul), através de uma matriz constitutiva tangente $\tilde{C}_{n+1}^{tan}$, é realizada a correção das tensões, estabelecendo o equilíbrio de forças.

Figura 3.10: Esquema de predição-correção do algoritmo IMPL-EX.



Fonte: Adaptado OLIVER, J. et al. (2008a)

O cálculo da variável de dano no passo $i + 1$, fica definido como:

$$d(\tilde{r}_{i+1}) = 1 - \frac{q(\tilde{r}_{i+1})}{(\tilde{r}_{i+1})} \quad (3.32)$$

onde:

$$\begin{aligned} \tilde{r}_{i+1} &= r_i + \Delta r_i \quad \text{e} \\ \Delta r_i &= r_i - r_{i-1} \end{aligned} \quad (3.33)$$

A variável $\tilde{r}_{i+1}$ é uma aproximação baseada em valores calculados implicitamente em passos de tempo anteriores. Sua utilização garante convergência na segunda iteração de cada passo de carregamento, ao custo da necessidade de um estudo da condição de convergência dos resultados. Dessa maneira, a variável de dano no passo atual torna-se constante durante as iterações de cada incremento de tempo.

A matriz constitutiva tangente, $\mathbf{C}^{tan}$, considerando o uso desse algoritmo para o modelo de dano fica definida como:

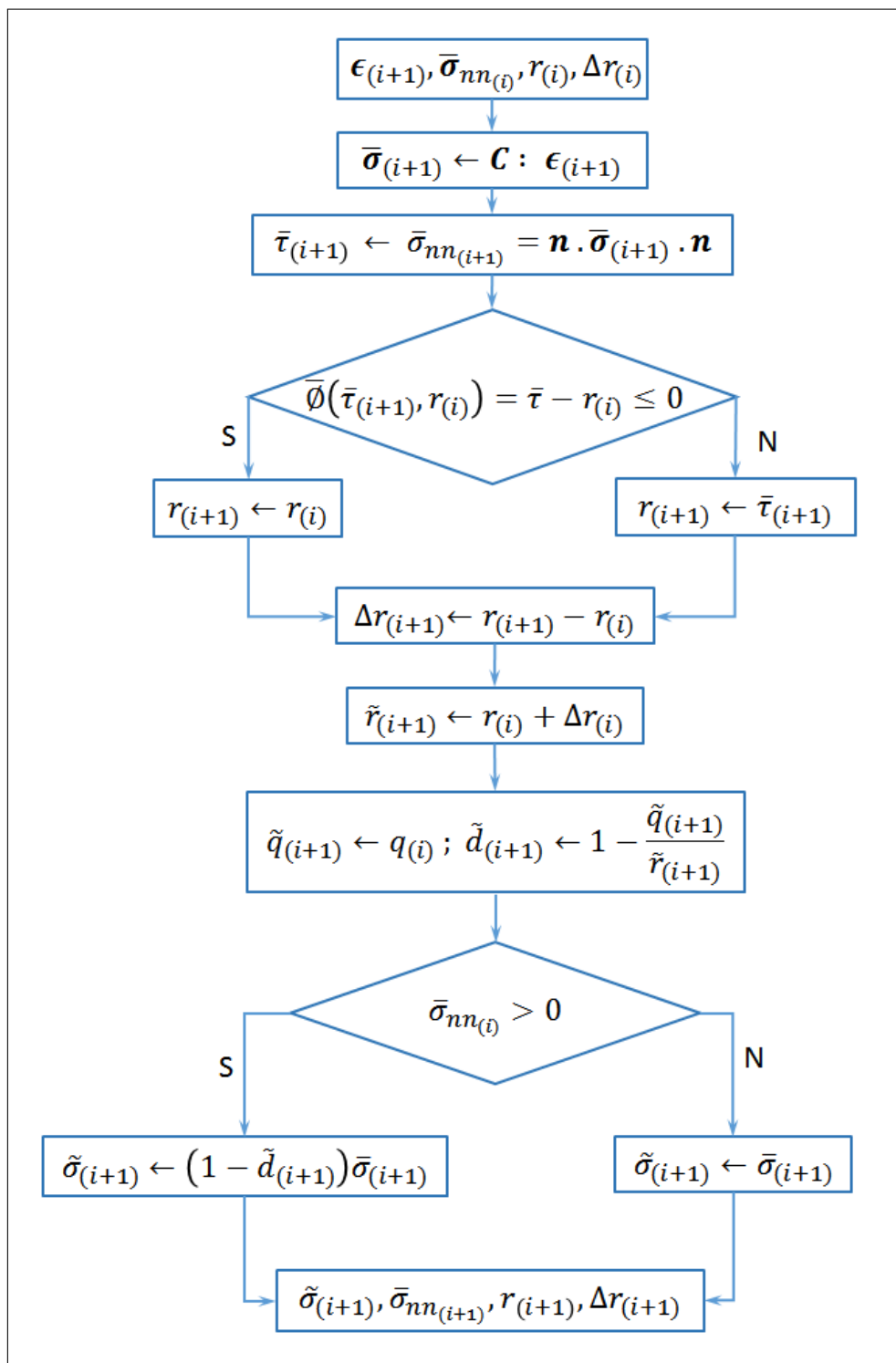
$$\begin{aligned} \mathbf{C}_{tan} &= \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}_{i+1}}{\partial \boldsymbol{\epsilon}_{i+1}} = (1 - d)\mathbf{C} & \text{se } \bar{\sigma}_n > 0 \\ \mathbf{C}_{tan} &= \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}_{i+1}}{\partial \boldsymbol{\epsilon}_{i+1}} = \mathbf{C} & \text{se } \bar{\sigma}_n \leq 0 \end{aligned} \quad (3.34)$$

A integração IMPL-EX para o modelo de dano à tração pode ser resumida nos seguintes passos:

- Dados de Entrada $\boldsymbol{\epsilon}_{(i+1)}, \bar{\sigma}_{n(i)}, \mathbf{r}_{(i)}, \Delta \mathbf{r}_{(i)}$
- Cálculo do tensor de tensões efetivas;
- Cálculo da tensão equivalente;
- Identificação da condição de carregamento e descarregamento;
- Cálculo do incremento da variável interna;
- Extrapolação explícita de r ;
- Cálculo das variáveis q e d obedecendo a lei de endurecimento ou abrandamento;
- Atualização do valor da tensão;
- Dados de Saída: $\tilde{\sigma}_{(i+1)}, \bar{\sigma}_{nn(i+1)}, \mathbf{r}_{(i+1)}, \Delta \mathbf{r}_{(i+1)}$

A Figura 3.11 mostra o algoritmo do modelo de dano à tração como foi implementado no programa de elementos finitos CODE-BRIGHT.

Figura 3.11: Algoritmo IMPL-EX para o modelo de dano à tração.



Fonte: Adaptado de SEIXAS, M. G. (2015)

3.4.1 Algoritmo Controle do Passo de Tempo

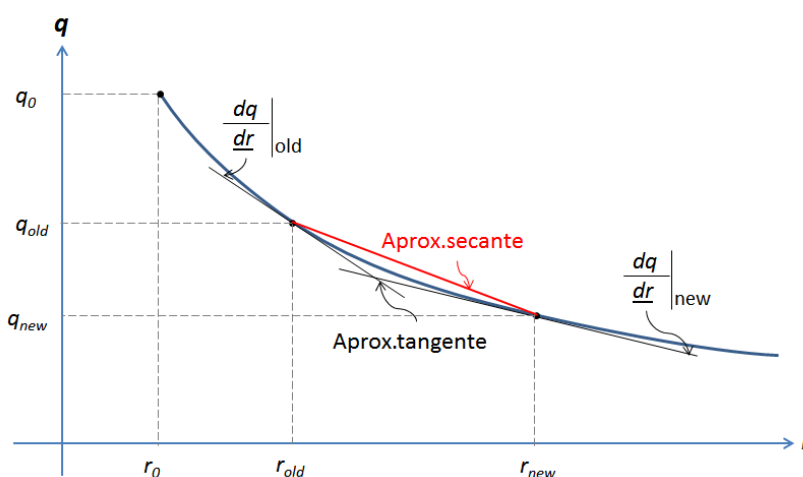
Para evitar inconsistências, oscilações e perda de precisão no IMPL-EX foi implementado um algoritmo de controle automático do passo de tempo que, com base na taxa de degradação do material (dq/dr) de passos anteriores, calcula o tamanho do próximo passo de tempo.

A taxa de degradação pode ser calculada ou pela aproximação tangente, Equação 3.35, ou pela aproximação secante, Equação 3.36 e Figura 3.12.

$$\left. \frac{dq}{dr} \right|_{tg} = \frac{1}{2} \left(\left. \frac{dq}{dr} \right|_{new} + \left. \frac{dq}{dr} \right|_{old} \right) \quad (3.35)$$

$$\left. \frac{dq}{dr} \right|_{sec} = \frac{q_{new} - q_{old}}{r_{new} - r_{old}} \quad (3.36)$$

Figura 3.12: Curva q vs r com as aproximações tangente e secante.



Fonte: BESERRA, L.B.S. (2015)

A diferença entre essas duas aproximações é associada ao erro do passo de tempo atual (Δt), Equação 3.37. Esse erro, relacionado com uma tolerância previamente informada, serve para calcular o fator de correção do próximo passo de tempo, Equação 3.38.

$$Erro = \frac{\left. \frac{dq}{dr} \right|_{sec} - \left. \frac{dq}{dr} \right|_{tg}}{\left. \frac{dq}{dr} \right|_{tg}} \quad (3.37)$$

$$Fator = \sqrt[4]{\frac{Tol}{Erro}} \quad (3.38)$$

Nota-se que quanto maior o erro, menor será o fator e, consequentemente, menor será o

próximo passo de tempo, $\Delta t_{new} = \Delta t.Fator$, atendendo as seguintes condições pré-definidas:

$$\text{onde } \begin{cases} \text{Se } Fator > 1,4 & \rightarrow & Fator = 1,4 \\ \text{Se } Fator < 0,7 & \rightarrow & Fator = 0,7 \end{cases} \quad (3.39)$$

4 MATERIAIS ENVOLVIDOS NO PROBLEMA

4.1 Introdução

Falhas mecânicas induzidas na bainha de cimento pela expansão ou contração do revestimento metálico podem causar canalização de fluidos entre a formação e o cimento ou entre o cimento e o aço.

Seja no método de injeção cíclica ou contínua, sempre existe uma parte do revestimento que é exposta a grandes variações de temperatura, influenciando diretamente a integridade da bainha de cimento, que passa a apresentar fissuras e descolamentos, perdendo, assim, suas características de isolante hidráulico e de suporte mecânico.

O problema ora proposto consiste em analisar, sob a luz da técnica apresentada nos Capítulos 2 e 3, o efeito da dilatação e da contração dos materiais que compõem um poço de petróleo, considerando a temperatura e a pressão da injeção cíclica de vapor.

4.2 Considerações sobre os Materiais

Como já apresentado em capítulos anteriores, os materiais básicos envolvidos na construção de um poço de petróleo são: a rocha, o aço do revestimento e o cimento aplicado no espaço anular entre a rocha e o tubo do revestimento. Basicamente, são as características termo-elásticas desses três componentes que determinam o comportamento de todo o sistema.

As propriedades mecânicas do aço e do cimento podem ser, de alguma forma, selecionadas. Já para a rocha, não se pode decidir sobre suas propriedades, deve-se apenas tentar conhecê-las através de amostragens e ensaios de laboratório.

4.2.1 Revestimento (Aço)

No que diz respeito à estanqueidade do poço, o revestimento de aço não constitui o elemento crítico do sistema, devendo apenas apresentar resistência suficiente para suportar os esforços oriundos das tensões “*in-situ*”, pressão interna do poço e ter tratamento químico

adequado às condições de uso (presença de H_2S , ambientes salinos e operações com ácidos).

São padronizados pelo mercado e oferecidos em tamanhos, diâmetros e propriedades pré-estabelecidas. O diâmetro externo (DE), peso por unidade de comprimento, espessura, grau do aço¹, tipo de rosca e resistências mecânicas são tabelados para as diversas utilizações nos processos de exploração e produção de petróleo e gás - Vide exemplos nas Tabelas 4.1 e 4.2.

Tabela 4.1: Propriedades Mecânicas - Tubos de Revestimento (Casing)

DE mm (pol)	Peso kg/m (lb/pé)	Espessura mm (pol)	Grau	Resistência		
				Colapso MPa (psi)	Tração kN	Press.Int. MPa (psi)
219,1 ($8\frac{5}{8}$)	35,72 (24,00)	6,71 (0,264)	J55	9 (1.370)	1.695	20 (2.950)
			K55	9 (1.370)	1.695	20 (2.950)
	41,67 (28,00)	7,72 (0,304)	H40	11 (1.610)	1.415	17 (2.470)

Fonte: American Petroleum Institute

Tabela 4.2: Graus do Aço - API

Grau API	Tensão de Escoamento		Mínima Tensão de Tração MPa(ksi)
	Mínima MPa(ksi)	Máxima MPa(ksi)	
H-40	275,8 (40,0)	551,6 (80,0)	413,7 (60,0)
J-55	379,2 (55,0)	551,6 (80,0)	517,1 (75,0)
K-55	379,2 (55,0)	551,6 (80,0)	655,0 (95,0)
N-80	551,6 (80,0)	758,4 (100,0)	689,5 (100,0)
L-80	551,6 (80,0)	655,0 (95,0)	655,0 (95,0)
C-90	620,5 (90,0)	724,0 (105,0)	689,5 (100,0)
C-95	655,0 (95,0)	758,4 (110,0)	724,0 (105,0)
T-95	655,0 (95,0)	758,4 (110,0)	724,0 (105,0)
P-110	758,4 (110,0)	965,3 (140,0)	861,8 (125,0)
Q-125	861,8 (125,0)	1034,2 (150,0)	930,8 (135,0)

Fonte: American Petroleum Institute

Nesta classificação (Grau API), a letra corresponde ao grau do aço e o número se refere ao valor mínimo da tensão de escoamento expresso em ksi ($10^3 psi$). Esse valor é calculado para 0,5% de elongação.

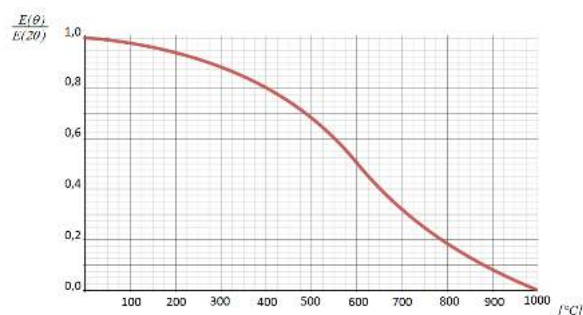
As características físicas do aço são bem conhecidas e estudadas, inclusive quando é submetido às variações de pressão e temperatura a que fica sujeito nos poços petrolíferos. A variação de temperatura causa maior influência nos valores desses parâmetros do que a variação da pressão.

¹O Grau do aço identifica a faixa da composição química do produto.

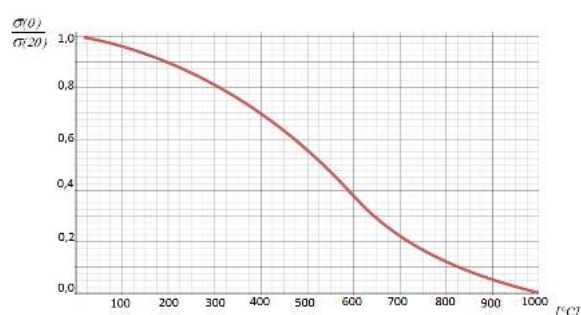
Para que isso seja quantificado, recorre-se a experimentos que indicam quanto cada parâmetro é influenciado pela variação da temperatura ou pressão.

O trabalho apresentado por ANA, D.A. e GORBANESCU (2006) demonstra a relação entre a temperatura e as propriedades do aço. As Figuras 4.1a e 4.1b, retiradas desse estudo, tratam do módulo de Young e do limite elástico normalizados com os valores obtidos para 20°C ($E(20)$ e $\sigma(20)$). A correlação entre a razão de Poisson e a temperatura está apresentada na Figura 4.1c, também retirada do trabalho acima.

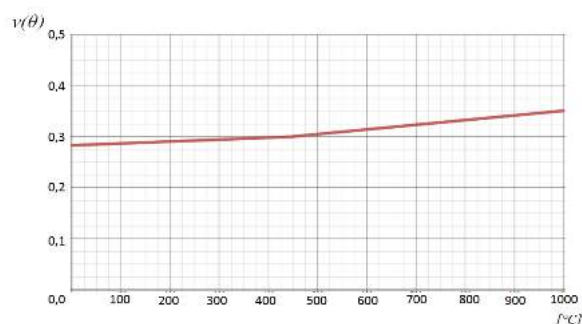
Figura 4.1: Efeito da temperatura nas propriedades físicas do aço.



(a) Dependência do módulo de Young do aço vs temperatura. Com relação a $E(20)$.



(b) Dependência do limite elástico do aço vs temperatura - Com relação a $\sigma(20)$.



(c) Dependência da razão do Poisson do aço vs temperatura.

Fonte: ANA, D.A. e GORBANESCU (2006)

4.2.2 Cimento

O cimento exerce papel crucial nas características do poço, sendo o componente crítico para a manutenção da estanqueidade das zonas. Nas operações de cimentação em poços petrolíferos, as pastas cimentícias devem apresentar reologia adequada para que possam ser bombeadas para grandes profundidades, onde as condições de temperatura e pressão quase sempre são elevadas; devem também apresentar propriedades mecânicas de resistência à compressão e à tração, capacidade de aderência, tenacidade à fratura e durabilidade compatíveis com os esforços solicitantes durante as operações de cimentação e ao longo do tempo em que o poço se encontre em operação (ANJOS, M.A.S., 2009).

Na determinação da composição da pasta vários fatores devem ser levados em consideração. Além das propriedades intrínsecas do próprio cimento, a sua qualidade vai depender do processo de cura, do fator água-cimento e de aditivos acrescentados à mistura. A temperatura da cura da pasta tem grande influência na resistência final do cimento, alterando sua porosidade e permeabilidade. A adição de elastômeros permite que se obtenha um cimento mais elástico, com baixos valores do módulo de Young. A inclusão de ar produz cimentos mais leves, o uso de fibras, sílica e minerais/aditivos, permite que se obtenha flexibilidade nas suas características mecânicas e consequentemente nas da bainha. A sílica, finamente triturada, é adicionada à pasta para prevenir os efeitos da temperatura, conforme explicado na seção 1.2.1 (MENZEL, C.A., 1935; GRABOWSKI, E. e GILLOT, J. E., 1989; STILES, D., 2006; SHRYOCK, S. H. e CATER, G., 1965).

Os cimentos das classes F, G, H e J são os mais indicados para altas temperaturas, conforme Tabela 4.3. Os métodos utilizados para medir as propriedades mecânicas de cimentos

Tabela 4.3: Propriedades das classes de cimento - API

Classe API	% Água	Prof.(m)	Temp.(°C)	Pega(min)	Resist. a Sulfatos
A	46	0-1830	27-80	90	-
B	56	0-1830	27-80	90	Moderada a Alta
C	56	0-1830	27-80	90	Moderada
D	38	0-1830	80-145	120	Moderada a Alta
E	38	1830-3050	80-145	154	Moderada a Alta
F	38	3050-4270	110-160	180	Alta
G	38	2440	110-160	180	Moderada a Alta
H	38	2440	110-160	180	Baixa a Moderada
J	38	3660-4880	>160	180	Alta

Fonte: Adaptado do American Petroleum Institute

estão regulamentados pela ABNT NBR 9831. Basicamente as propriedades mecânicas de

interesse são: módulo de Young, razão de Poisson, resistência à compressão, à tração, ângulo de atrito e coesão. Para o módulo de Young e coeficiente de Poisson é empregado o teste convencional de resistência à compressão - UCS (*"Unconfined Compressive Strength"*) onde são utilizadas amostras cilíndricas curadas e dimensionadas em conformidade com as normas técnicas. A resistência à tração é determinada a partir do teste Brasileiro, já o ângulo de atrito e a coesão são determinados através de testes triaxiais de compressão.

Outros testes podem ser realizados para se obter informações sobre porosidade e permeabilidade, resistência a ácidos, coeficiente de expansão, condutividade térmica e calor específico.

Poços de petróleo estão sujeitos às tensões estáticas e dinâmicas. O peso próprio do revestimento e tensões compressivas devido às ações da rocha e dos fluidos, compõem a parte estática do carregamento que o cimento suporta. As tensões dinâmicas resultam das vibrações que ocorrem durante a perfuração e das variações de pressão e temperatura provenientes da injeção e produção de fluidos e intervenções (*"workover"*).

As principais situações que submetem os poços a grandes tensões foram descritas no trabalho apresentado por BOSMA, M. et al. (1999), transcritas abaixo:

- Poços sujeitos a ambientes *HP/HT*;
- Poços em água profundas;
- Completações em formações inconsolidadas;
- Ciclos de injeção de fluidos;
- Conversão de poços produtores para injetores.

Nesse mesmo artigo, BOSMA, M. et al. (1999) listam quais desafios devem ser superados pela bainha de cimento durante as principais fases de um poço de petróleo, quais sejam:

1. Fase de construção: Perfuração; Cimentação e Completação. Nessa fase as tensões na vizinhança do poço estão em constante mudança devido à alternância dos fluidos no seu interior, o que pode afetar a estabilidade do mesmo.
2. Fase operacional, quando podem ocorrer os seguintes eventos:
 - (a) Envolvendo tensões naturalmente desenvolvidas;
 - i. Subsidência
 - ii. Depleção
 - (b) Durante o regime operacional propriamente dito:
 - i. Operações *HP/HT*
 - ii. Injeção de água/vapor e estocagem ou produção de gás

(c) Intervenções para restauração de produtividade ou injetividade:

- i. Mudança de fluidos (produzidos/injetados)
- ii. Teste de pressão
- iii. Perfuração (canhoneio)
- iv. Fraturamento
- v. Acidificação

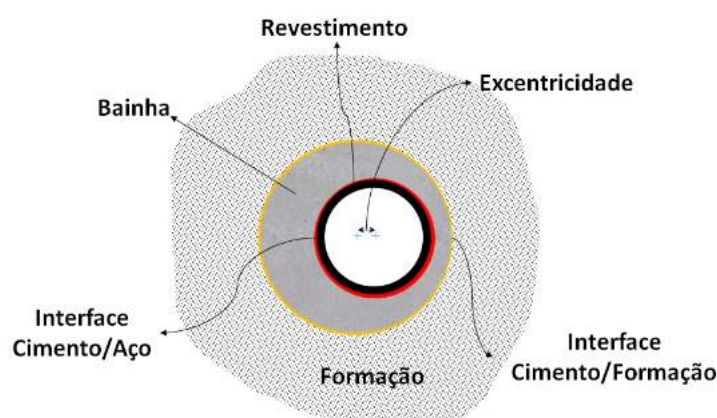
Essas ocorrências, planejadas ou não, afetam diretamente a integridade da cimentação.

Idealmente, é sugerido que esses extremos operacionais a que o poço ficará submetido devam ser bem avaliados para que os esforços sobre a bainha sejam conhecidos já na fase de projeto do poço.

Identificar quais fatores influenciam a resistência e durabilidade do cimento, bem como a correlação entre eles, é fundamental para essa tarefa. Conhecer, mesmo que qualitativamente, a influência de cada um deles no comportamento geral do sistema, é de grande valia para que falhas sejam evitadas.

A qualidade da cimentação da bainha também pode ser afetada pelas imperfeições de execução, tais como: vazios, fissuras e descentralização (excentricidade) do revestimento (Figura 4.2).

Figura 4.2: Representação esquemática da excentricidade do revestimento em relação ao eixo da perfuração.

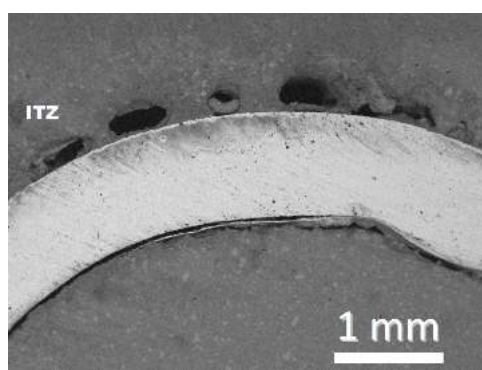


Fonte: Autor

Uma zona interfacial de transição (ITZ-*Interfacial Transition Zone*) se desenvolve próximo às interfaces aço-cimento-formação. Nessa estreita zona, o cimento tem uma porosidade significativamente maior e sua resistência é consideravelmente reduzida em comparação com a parte central da bainha. Aí também é notada a ocorrência de vazios que possibilitam a

formação de canais paralelos ao eixo do poço. Após a cura do cimento e sob a ação das tensões *in situ*, ou pela variação de temperatura, esses vazios atuam como concentradores de tensão, facilitando o aparecimento de fissuras (LAVROV, A. et al., 2015), Figura 4.3.

Figura 4.3: Múltiplos vazios gerados próximos à interface cimento/revestimento



Fonte: LAVROV, A. et al. (2015) - Projeto "Ensuring well integrity during CO₂ injection"

Por isso, mesmo que não se conectem para formar um canal que permita fluxo, eles enfraquecem a bainha.

Os espaços vazios podem ser gerados pela presença de bolhas na pasta injetada; por causa do deslocamento deficiente do cimento na operação de cimentação; pela excentricidade do revestimento no poço; pelo inchamento de argilas, ou pela presença de "reboco" ("cake"²) remanescente da perfuração. Esses espaços tornam-se, assim, pontos fracos que poderão falhar quando o poço for submetido às cargas mecânicas e térmicas.

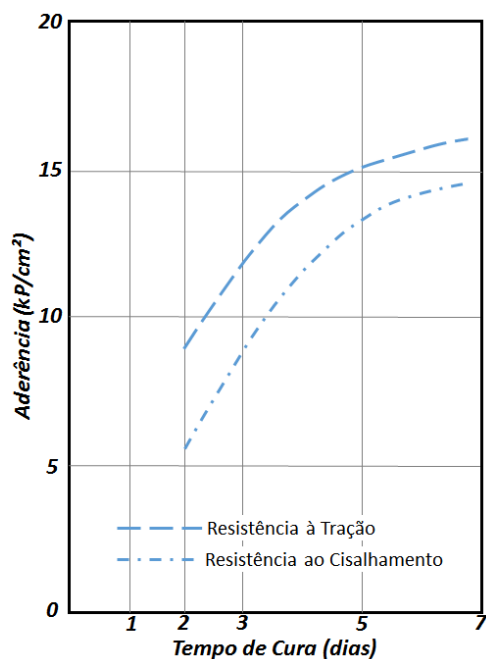
Outro aspecto que deve ser considerado, quanto às características mecânicas do cimento, é sua capacidade de aderência às superfícies. Uma boa adesão nessas superfícies irá assegurar que não sejam formadas canalizações junto ao poço ou junto à formação.

Nesse assunto, BECKER, H. e PETERSON, G. (1963) desenvolveram trabalho que contemplou os problemas de aderência do cimento na bainha de poços petrolíferos. Foram apresentados resultados de experimentos e foram apontadas as causas de descolamento e a influência de diferentes condições da cimentação. Os experimentos foram realizados utilizando, basicamente, cimentos para uso em poços de petróleo das Classes F e G, com resistência a sulfatos. Alguns dos gráficos com as correlações mostradas no estudo estão transcritos nas

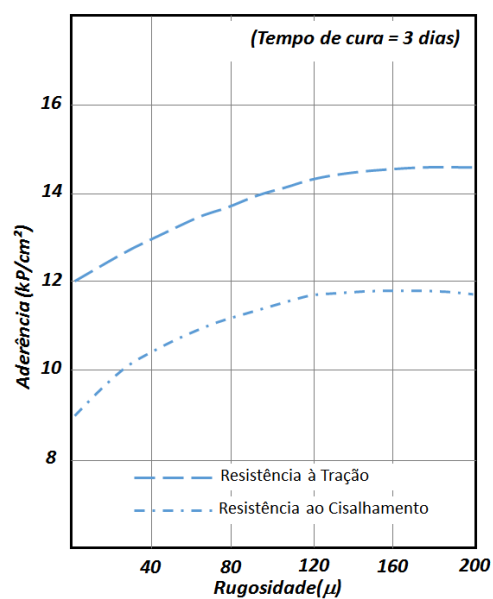
²"Mud cake", "cake" ou "reboco" é o nome que se dá ao filtrado do fluido de amortecimento que se fixa nas paredes do poço durante a perfuração.

Figuras 4.4, 4.5 e 4.6.

Figura 4.4: Correlações experimentais com a aderência.



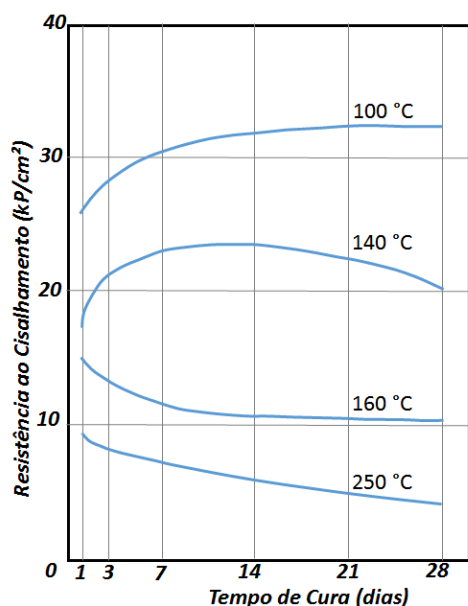
(a) Aderência em função do Tempo de Cura.



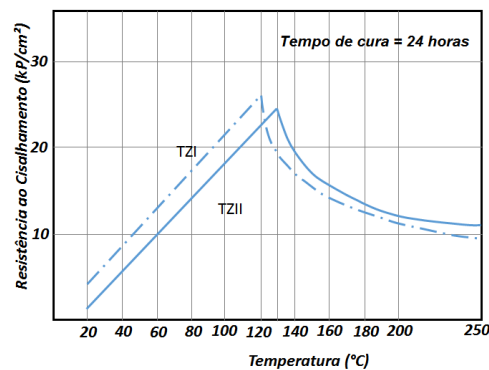
(b) Aderência em função da rugosidade.

Fonte: BECKER, H. e PETERSON, G. (1963)

Figura 4.5: Correlações experimentais com a resistência ao cisalhamento.



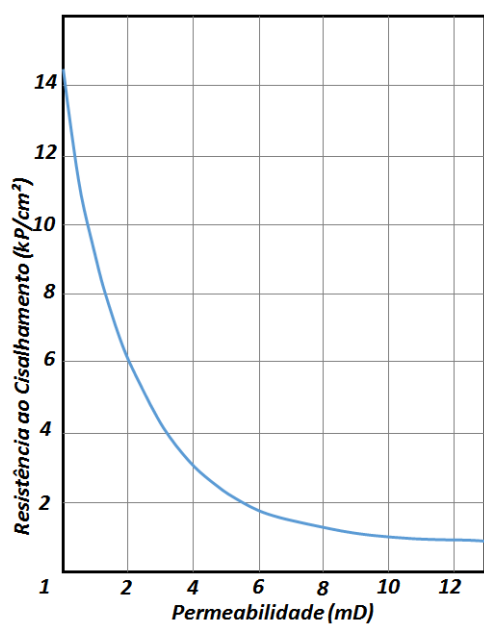
(a) Resistência ao cisalhamento em função do tempo de cura e da temperatura.



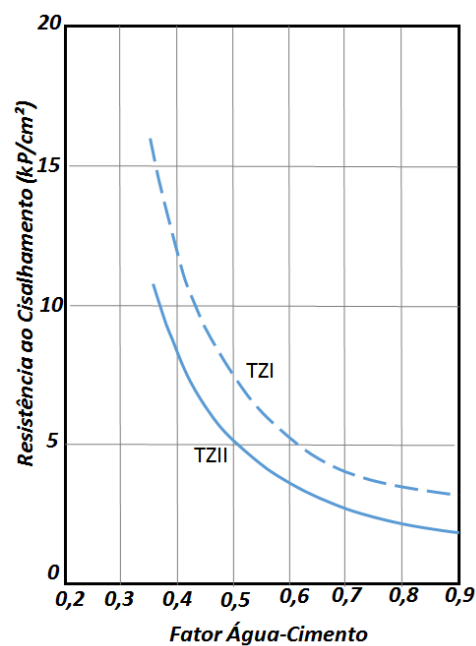
(b) Resistência ao cisalhamento em função da temperatura. TZI e TZII são dois tipos de cimento utilizados no experimento.

Fonte: BECKER, H. e PETERSON, G. (1963)

Figura 4.6: Correlações experimentais da permeabilidade e do fator água-cimento com a resistência ao cisalhamento.



(a) Resistência ao cisalhamento em função da permeabilidade.

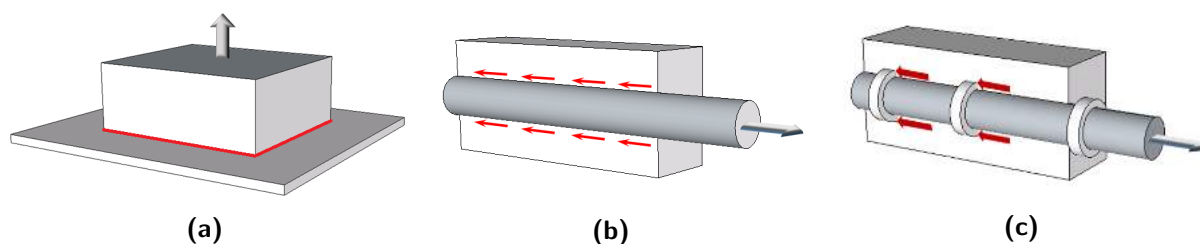


(b) Resistência ao cisalhamento em função do fator água-cimento.

Fonte: BECKER, H. e PETERSON, G. (1963)

Vale ressaltar que a aderência pode ocorrer por adesão, atrito ou mecanicamente - Figura 4.7.

Figura 4.7: Tipos de aderência: (a) Química (Adesão), (b) Por Atrito; (c) Mecânica



Fonte: Autor

Na aderência por adesão, ocorre uma ligação físico-química entre as superfícies postas em contato; no caso da aderência por atrito, as forças superficiais de contato, atuando no sentido oposto ao da solicitação externa, são as responsáveis pelo equilíbrio do sistema; na aderência mecânica, ressaltos impedem o deslocamento diferencial entre as partes.

Nas ligações da bainha com o aço e com a formação, pode existir e co-existir qualquer um desses tipos de aderência, dependendo apenas das condições das superfícies envolvidas. O aço pode se apresentar polido, lixado ou enferrujado; a superfície da rocha pode estar contaminada pelos fluidos utilizados na perfuração; e as várias condições de elaboração do cimento, tais como: composição, tempo de cura, fator água-cimento, aditivos, pressão, temperatura e outros, influenciam diretamente a resistência da ligação entre esses componentes. A aderência nas superfícies do aço e da formação só ocorrerá se esses materiais forem molháveis à pasta de cimento. A tabela 4.4 mostra a influência de alguns desses fatores na aderência:

Tabela 4.4: Influência de alguns fatores na Aderência

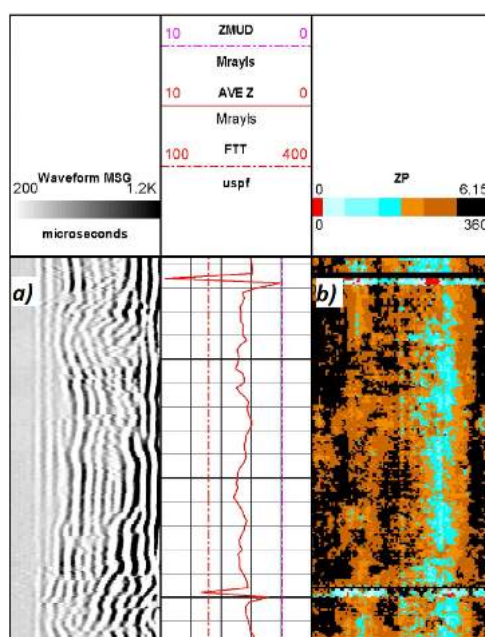
Fator	Correlação com a resistência de adesão
Tempo de Cura	Direta
Molhabilidade	Direta
Rugosidade	Direta
Fator Água/Cimento	Inversa
Presença de "Mud Cake"	Inversa
Permeabilidade	Inversa
Temperatura	Mista
Pressão	Direta

Fonte: BECKER, H. e PETERSON, G. (1963)

Para verificação das condições de estanqueidade e aderência da bainha, perfis são cor-

ridos no interior do poço logo após a operação de cimentação. Nesse tipo de perfil (CBL)³, a interpretação da forma e intensidade das ondas de retorno de um pulso sônico emitido dentro do poço indica a qualidade da aderência nas superfícies aço-cimento e cimento-formação, além de fornecer informações sobre a geometria do poço e espessura do revestimento - Figura 4.8.

Figura 4.8: Perfil CBL - Mostrando resposta acústica (a) e mapa de impedância ultrassônica (b), destaque para a falta de aderência do cimento indicada em azul.



Fonte: Halliburton Energy Services

Como já foi dito na seção 1.2.1, a elevação de temperatura necessária para a recuperação do óleo, submete o cimento da bainha às alterações químicas que usualmente resultam na redução de sua resistência à compressão. Como consequência, também desencadeia significativas alterações na permeabilidade e porosidade da bainha.

O trabalho de NELSON, E. B. (1990) mostra as variações nessas propriedades em amostras de diversos tipos de cimento, curados em várias temperaturas. Pelos resultados apresentados fica evidente que a adição de sílica à pasta melhora muito o desempenho da bainha. Foi exposto que, para os casos onde é empregada temperatura superior a 110°C, deve ser adicionado de 35% a 45% de sílica BWOC (porcentagem baseada no peso do cimento) para evitar a degradação do cimento. A utilização de pastas de alta densidade ($>1,5 \text{ g/cm}^3$) normalmente apresentam baixa permeabilidade, mas trazem riscos de danos para as formações depletadas inconsolidadas, o que justifica o uso de pastas aeradas com densidades entre 1,08

³CBL - Cement Bond Log

a $1,44 \text{ g/cm}^3$. No citado estudo, não foi recomendado o uso de cimento Portland caso haja exposição à temperaturas superiores a 400°C , quando os cimentos à base de alumina (Classe J) devem ser empregados.

Para efeito da modelagem neste estudo, serão considerados três tipos de pastas: a regular ou convencional, sem adição de aditivos especiais; a flexível, que, além dos aditivos regulares, acrescenta elastômeros - o que resulta numa maior flexibilidade da bainha; e a aerada, cuja principal característica é a incorporação de ar, o que resulta num cimento mais leve e com menor coeficiente linear de expansão térmica.

4.2.3 Dimensionamento da Pasta de Cimento

Novas formulações de pastas que utilizam fibras ou materiais granulados (micro esferas de vidro, por exemplo) e que empregam cimentos com características especiais (que suportam grandes variações de temperatura e pressão) estão sempre sendo desenvolvidas para serem aplicadas no que é chamado de "Sistema de Cimentação". Isso consiste no estabelecimento de métodos e procedimentos, muitos deles patenteados, visando aperfeiçoar e aproximar as características dos cimentos às necessidades das bainhas.

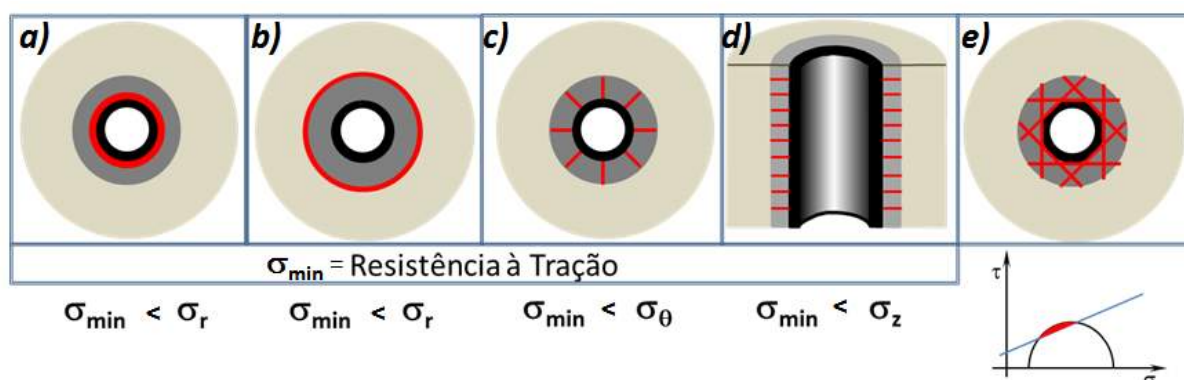
Os esforços que a bainha está sujeita podem provocar: (Figura 4.9)

- Descolamento das interfaces internas e externas (a e b);
- Dano por compressão;
- Dano por cisalhamento (e);
- Fissuramento em forma de disco (d);
- Fissuramento radial (c).

Notar que os quatros primeiros tipos de danos mostrados na Figura 4.9 ocorrem por tração no cimento.

São esses danos que o dimensionamento adequado do cimento deve combater, inclusive considerando ciclos de esforços, como ocorre na pressurização e despressurização ou no aquecimento e resfriamento, durante a vida útil do poço.

Figura 4.9: Tipos de falhas mecânicas na bainha.



Fonte: Adaptado de BOIS, A.P. et al. (2011).

4.2.4 Rocha Reservatório e Adjacentes

Dos três materiais estudados, a rocha é o que apresenta maior incerteza nos valores de suas propriedades. Conhecer, através de ensaios de laboratórios, as características físicas e mecânicas dos diferentes tipos de rocha é essencial para que se possa fazer uma boa previsão do comportamento do sistema. Amostras de rocha retiradas durante a perfuração (testemunhos ou amostras laterais) são a matéria prima para se conhecer as características básicas do material de subsuperfície.

Assim como para o cimento, módulo de Young, coeficiente de Poisson, saturações, coeficiente de dilatação térmica, permeabilidade, porosidade, ângulo de atrito e coesão são informações essenciais para que se possa conhecer melhor a rocha reservatório e garantir a estabilidade dos poços.

Dadas a anisotropia e heterogeneidade inerentes aos diferentes tipos de rocha, durante a modelagem, alguma simplificação pode ser feita para diminuir a complexidade do meio. Por isso, considerar como homogênea e isotrópica a porção de rocha que cerca o poço, não chega a ser uma aproximação grosseira, dependendo da existência ou não de heterogeneidades importantes (falhas geológicas, por exemplo).

Outras informações importantes são as tensões “*in situ*” e a pressão dos fluidos presentes no maciço rochoso. A direção das tensões principais e suas magnitudes influenciam na estabilidade do poço, e devem ser consideradas desde a fase de projeto. A direção desses esforços pode ser obtida através de: perfis de imagem do interior do poço; anisotropia acústica (levan-

tamentos sísmicos) e pelo perfil do calíper do poço. Já a sua magnitude pode ser conseguida através de: análise de “breakout”⁴; Mini Frac; Leak-off test; Perfis sônicos da velocidade de ondas compressãois e cisalhantes; perfil de densidade, etc. Todos esses dados, juntamente com o conhecimento da pressão de poros, permitem o conhecimento do estado de tensões “in-situ”.

Como todos esses dados são de difícil obtenção e de elevado custo operacional, muitas vezes são conseguidos através da aplicação de correlações. O ângulo de atrito (ϕ) e a Coesão (c) podem ser obtidos a partir da velocidade da onda compressional (V_p) de acordo com o estudo de LAL, M. (1999), (Equações 4.1 e 4.2); as velocidades de onda cisalhante (V_s) e o Módulo de Young (E), podem ser obtidos aplicando-se as relações de GREENBERG, M. L. e CASTAGNA, J.P. (1992), (Equações 4.3 a 4.8); o Tempo de Trânsito da onda sônica (Dt) pode ser obtido pela correlação de GARDNER, G.H.F. et al. (1974) - Equação 4.9. Diversas outras correlações estão disponíveis na literatura.

$$c = 5 \frac{V_p - 1}{\sqrt{V_p}} \quad (4.1)$$

$$\phi = \arcsin \left(\frac{V_p - 1}{V_p + 1} \right) \quad (4.2)$$

$$V_s = 0,80416V_p - 0,85588 \quad \rightarrow \text{arenito} \quad (4.3)$$

$$V_s = 0,76969V_p - 0,86735 \quad \rightarrow \text{folhelho} \quad (4.4)$$

$$V_s = -0,05508V_p^2 + 1,101677V_p - 1,03049 \quad \rightarrow \text{carbonato} \quad (4.5)$$

⁴Breakouts são falhas que ocorrem por cisalhamento no interior do poço durante a perfuração. A análise da amplitude e direção dessa ocorrência pode dar informações sobre os esforços presentes na formação.

$$E_s = 0,0293E_d^2 + 0,4533E_d \quad \rightarrow \text{arenito} \quad (4.6)$$

$$E_s = 0,0428E_d^2 + 0,2334E_d \quad \rightarrow \text{folhelho} \quad (4.7)$$

$$E_s = 0,018E_d^2 + 0,422E_d \quad \rightarrow \text{carbonato} \quad (4.8)$$

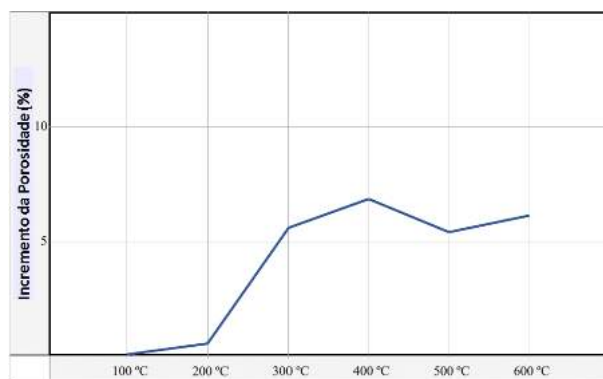
$$Dt = \left(\frac{\rho}{309,421} \right)^{\frac{-1}{0,25}} \quad (4.9)$$

onde ρ é a densidade da rocha em g/cm^3 e E_s e E_d são os módulos de Young estático e dinâmico, respectivamente, medidos em $Mpsi$, c é a coesão medida em MPa , ϕ é o ângulo de atrito medido em radianos, Dt é o tempo de trânsito da onda sônica medido em $\mu s/ft$ e V_p e V_s são as velocidades da onda compressional e cisalhante, respectivamente, medidas em km/s .

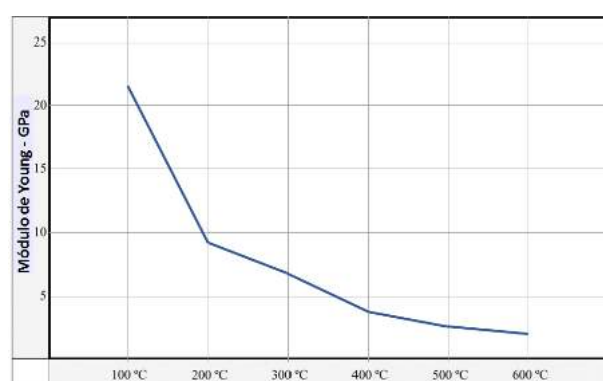
A trajetória de perfuração escolhida para um poço deve ser aquela que assegure os menores esforços nas suas paredes, o que evitará desmoronamentos na fase de construção e garantirá menores solicitações na bainha de cimento na sua fase produtiva. No caso de um poço instável, ocorre transferência de tensões da formação para a bainha.

Considerando a influência da temperatura nas propriedades físicas e mecânicas das rochas, BROTONS, V. et al. (2013) escreveram artigo sobre o estudo efetuado para o calcarenito San Julian, onde apresentaram compreensivo resumo de trabalhos anteriores (Figuras 4.10a a 4.10d).

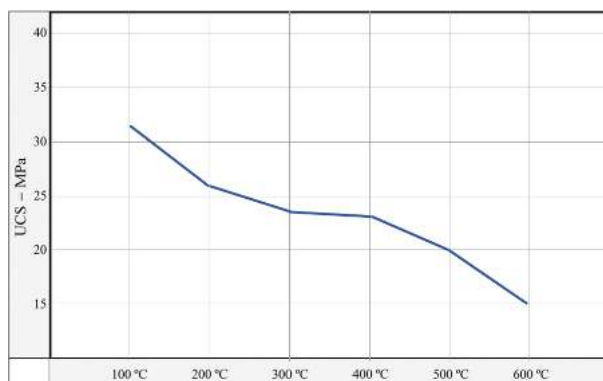
Figura 4.10: Influência da temperatura nas propriedades físicas e mecânicas de uma rocha porosa (calcarenito San Julian).



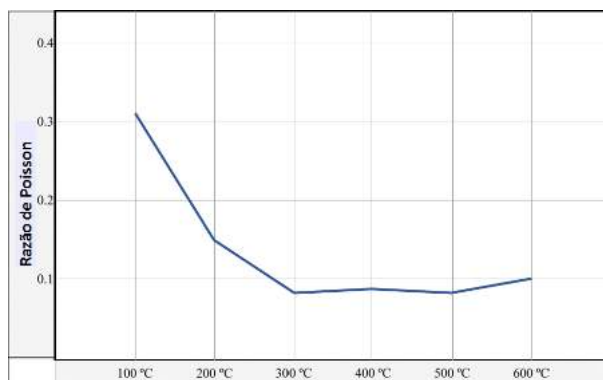
(a) Incremento da porosidade vs temperatura.



(b) Efeito da temperatura no módulo de Young.



(c) Resist. à compressão vs temperatura.

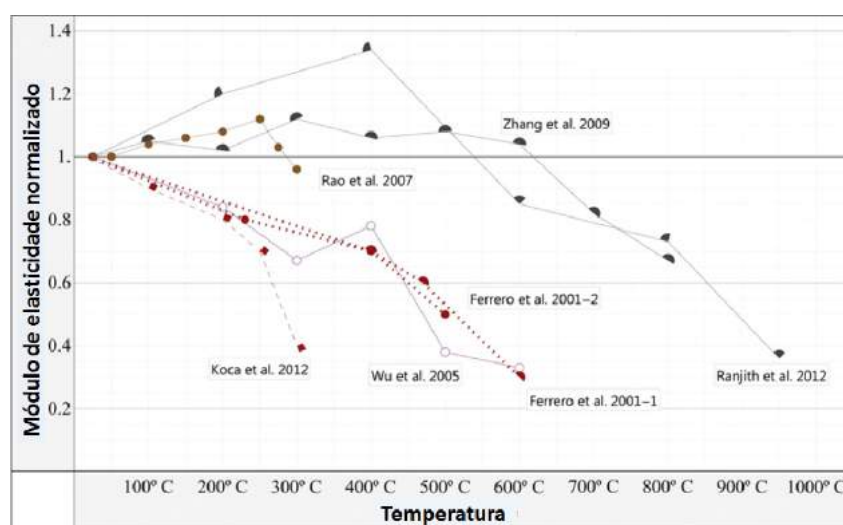


(d) Razão de Poisson vs temperatura.

Fonte: BROTONS, V. et al. (2013)

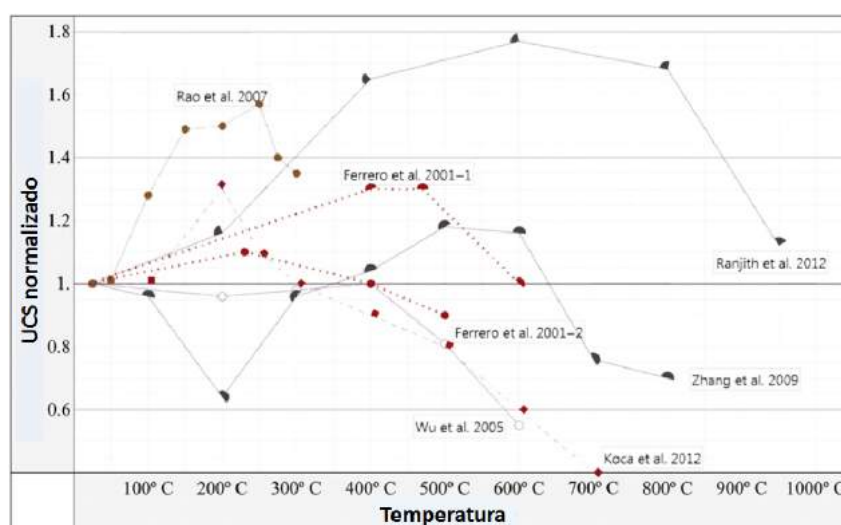
De acordo com o estudo de BROTONS, V. et al. (2013), apesar de haver testes de laboratório que indicam um endurecimento (aumento da resistência à compressão) de certas rochas com o aumento da temperatura, após 600°C todas tendem a reduzir o valor da UCS. O mesmo fenômeno é notado no módulo de elasticidade para temperaturas a partir de 400°C - Figuras 4.11 e 4.12. Apenas a porosidade apresenta comportamento de crescimento para todas as rochas estudadas.

Figura 4.11: Módulos de elasticidades normalizados - testes em diversas rochas.



Fonte: BROTONS, V. et al. (2013)

Figura 4.12: Resistência à compressão normalizada - testes em diversas rochas.



Fonte: BROTONS, V. et al. (2013)

5 VERIFICAÇÃO E VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

5.1 Experimentos de Laboratório para Validação

Para comparação dos resultados obtidos através da técnica de fragmentação de malha descrita nas seções anteriores, foram pesquisados na literatura experimentos que representassem o comportamento da bainha de cimento de poços submetidos aos esforços da operação de injeção de fluidos.

Com esse intuito, foram extraídos alguns testes de laboratório onde esses efeitos foram bem analisados. Os resultados divulgados foram comparados de forma qualitativa com os conseguidos nas simulações utilizando-se o programa de elementos finitos CODE-BRIGHT. O gradiente térmico e o padrão de fissuras apresentados nos trabalhos serviram de parâmetros de comparação. Espera-se que a modelagem através da técnica de Fragmentação de Malha reproduza qualitativamente os resultados mostrados nos testes, nas mesmas condições e com os mesmos parâmetros utilizados em laboratório.

Nesse sentido, foram selecionados experimentos com modelos físicos realizados em condições controladas, objetivando-se conhecer e comparar as respostas e interrelações das diversas variáveis envolvidas: temperatura, módulos de Young, pressão, tensões *in-situ*, anisotropia, etc.

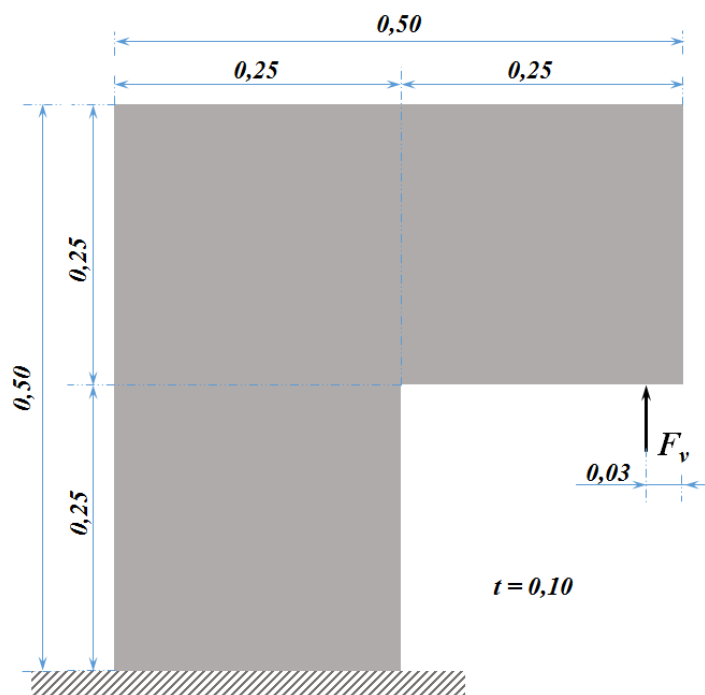
Foram simulados o teste de força-deslocamento em painel de concreto em forma de L, tratado experimentalmente por WINKLER, B. (2001), e o comportamento de um par térmico bimetalico, tratado nos trabalhos de ESKIN, S.G. e FRITZE, J.R. (1940) e TIMOSHENKO, S. (1925), mostrados a seguir.

5.1.1 Problema Mecânico com Dano - Painel em Forma de L

Esse teste se tornou popular para validação de modelos computacionais de simulação numérica de fraturamento de peças planas de concreto. Tem sido investigado frequentemente, tanto experimentalmente quanto numericamente, por vários pesquisadores.

O esquema do teste do painel (*"L-shaped panel"*) está mostrado na Figura 5.1. A extremidade inferior da parte vertical da peça é fixa. A 30 mm da extremidade direita da parte horizontal, na borda inferior, atua uma força F_v , direcionada para cima, sob a condição de impor um deslocamento com uma taxa de variação de $3,33 \times 10^{-7} m/s$ (deslocamento prescrito).

Figura 5.1: Dimensões e condições de contorno para o modelo do painel L - medidas em [m].



Fonte: WINKLER, B. (2001)

Todos os parâmetros dos materiais utilizados seguiram as especificações descritas nos trabalhos de WINKLER, B. (2001) e CHRISTIAN, F. (2004), vide Tabela 5.1:

A área fragmentada (parte azul escuro na Figura 5.2) foi estabelecida a partir dos resultados observados nos experimentos, que indicou a ocorrência de fraturas na região central dos painéis.

Na análise do modelo, foi considerado o estado plano de tensões, atribuindo-se comporta-

Tabela 5.1: Propriedades do material utilizado.

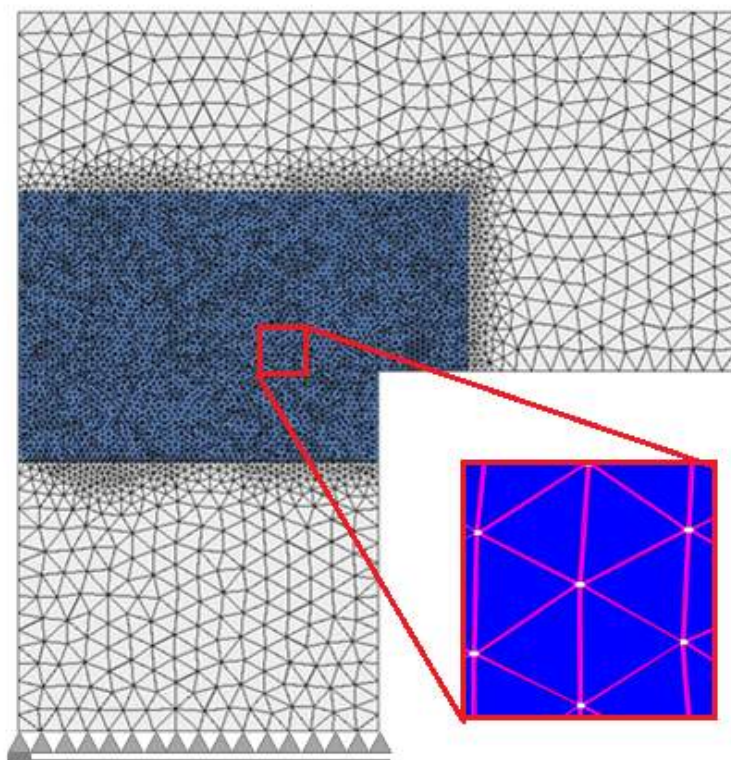
Parâmetro	Valor	Unidade
Módulo de Elasticidade (E)	$2,585 \times 10^4$	MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,18	
Resistência à tração (f_t)	2,7	MPa
Energia de fratura (G_f)	$0,9 \times 10^{-4}$	MPa.m
Taxa deslc.no pto de carga	$3,333 \times 10^{-7}$	m/s

Fonte: WINKLER, B. (2001)

mento elástico linear para o material representado pela malha regular. Ao material representado pelos elementos de interface com alta relação de aspecto, ficou atribuído o comportamento não-linear do modelo.

Toda a malha, regular ou especial, foi composta de elementos triangulares de três nós conforme mostrado na Figura 5.2:

Figura 5.2: Representação da malha e condição de contorno adotada para o modelo. Elementos de alta razão de aspecto estão representados na cor rosa.

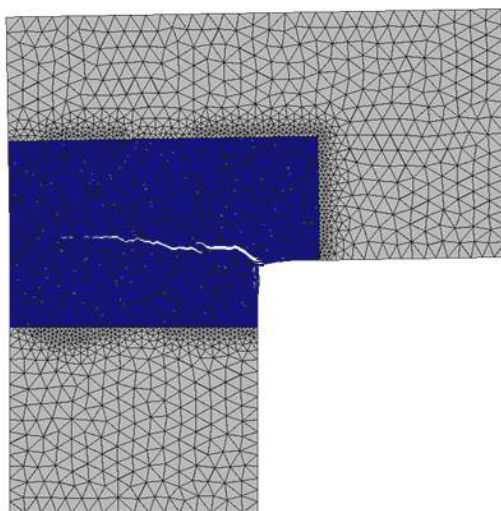


Fonte: Autor

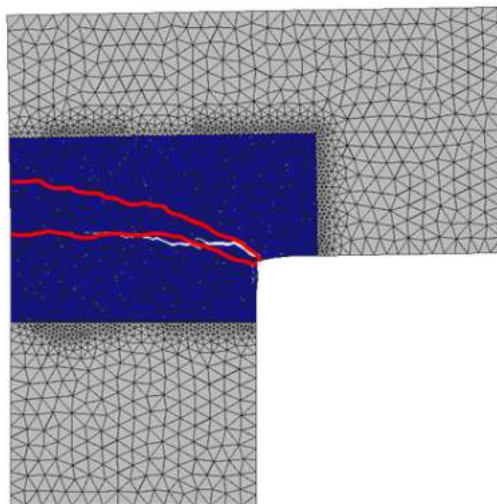
5.1.1.1 Resultados - Painel em Forma de L

A Figura 5.3 mostra a trajetória da fratura após a simulação, comparada com a faixa de resultados obtida nos experimentos.

Figura 5.3: Deformação e trajetória da fratura comparada com resultados de experimentos (linhas vermelhas) - exagero 15×.



(a) Deformação e trajetória da fratura.

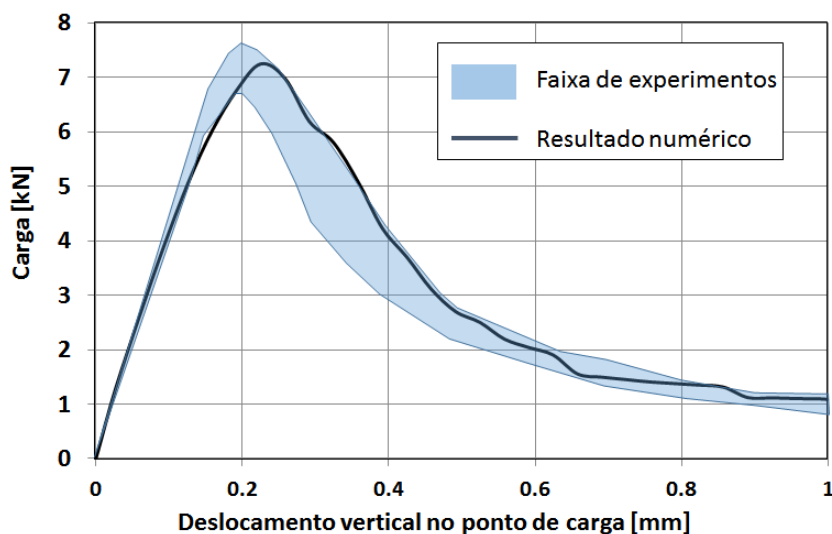


(b) Comparação com resultados de experimentos (linhas vermelhas).

Fonte: Autor

O gráfico força $\times$ deslocamento apresentado na Figura 5.4 mostra, quantitativamente, como o resultado simulado se ajusta aos observados experimentalmente, conforme CHRISTIAN, F. (2004).

Figura 5.4: Gráfico da força aplicada versus deslocamento em comparação com resultados experimentais.



Fonte: Adaptado de CHRISTIAN, F. (2004)

5.1.2 Problema Térmico-Mecânico sem Dano - Tira Bimetálica

Visando mostrar a justeza dos resultados conseguidos com as simulações de processos térmicos, foi elaborado um modelo para representar o comportamento de uma fita bimetálica.

A união de duas lâminas de metal com características térmicas e mecânicas diferentes, permite que se possa avaliar a temperatura pela deformação notada na peça após exposição ao calor.

A Figura 5.5 mostra a curvatura que uma tira bimetálica apresenta sobre o efeito do aumento da temperatura.

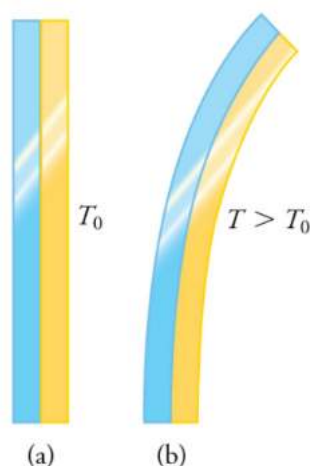
ESKIN, S.G. e FRITZE, J.R. (1940) e TIMOSHENKO, S. (1925) demonstraram que essa curvatura depende da geometria, das características mecânicas e térmicas dos materiais e da forma como a fita está fixada.

Neste trabalho foi analisado o caso de uma fita bimetálica com engaste em uma das pontas. O raio de curvatura R , nesse caso, é dado pela Equação 5.1 - Figura 5.6:

$$R = \frac{t(3(1+m)^2 + (1+mn)(m^2 + \frac{1}{mn}))}{6(\alpha_2 - \alpha_1)(T_2 - T_1)(1+m^2)} \quad (5.1)$$

onde R é o raio de curvatura do par térmico ; t é a espessura total das duas lâminas; m é

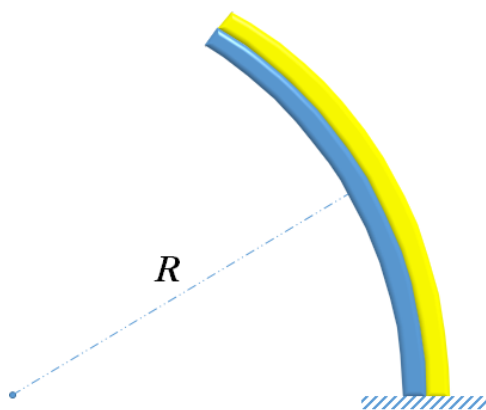
Figura 5.5: Efeito do aumento da temperatura numa tira bimetálica.



Fonte: Autor

a razão entre as espessuras (m_{menor}/m_{maior}); n é a razão dos módulos de elasticidade dos metais (E_{menor}/E_{maior}); α_1 e α_2 são os coeficientes de expansão térmica dos metais envolvidos ($\alpha_1 < \alpha_2$) e T_1 , T_2 são as temperaturas inicial e final, respectivamente.

Figura 5.6: Representação do raio de curvatura de uma fita bimetálica com uma extremidade engastada, após variação da temperatura.



Fonte: Autor

No modelo foram consideradas duas lâminas com igual espessura e comprimentos de 0,15m, uma constituída de ferro e outra de prata - vide propriedades na Tabela 5.2. A geometria, malha e condições de contorno estão apresentadas na Figura 5.7. Toda a malha de elementos finito foi fragmentada, tendo sido analisado apenas o comportamento da tira ao estímulo térmico.

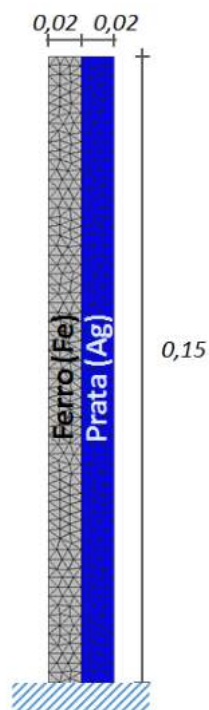
Com os dados da Tabela 5.2, obtém-se: $t = 0,004\text{m}$; $m = 1$ e $n = 0,3919$, que substituídos na Equação 5.1, obtem-se um raio $R = 3,23\text{m}$. Com esse raio de curvatura,

Tabela 5.2: Propriedades dos materiais utilizados na tira bimetálica.

Parâmetro	Ferro (Fe)	Prata (Ag)	Unidade
Módulo de elasticidade (E)	$2,11 \times 10^5$	$8,27 \times 10^4$	MPa
Coefficiente de dilatação térmica (α)	$1,21 \times 10^{-5}$	$1,91 \times 10^{-5}$	K^{-1}
Espessura ($t/2$)	0,002	0,002	m
Variação de temperatura (ΔT)	250		°C
Comprimento	0,15		m

Fonte: Autor; GOODFELLOW Cambridge Limited (2014); D'ALMEIDA, A.R. et al. (2004)

Figura 5.7: Geometria (sem escala) e condição de contorno mecânica - modelo do par térmico. - medidas em [m].



Fonte: Autor

5.1.3 Problema Térmico-Mecânico com Dano - Experimento da NTNU

Um experimento em particular, que apresentou relatório detalhado da confecção dos modelos físicos, foi utilizado na validação da técnica de fragmentação de malha através do programa *Code-Bright*.

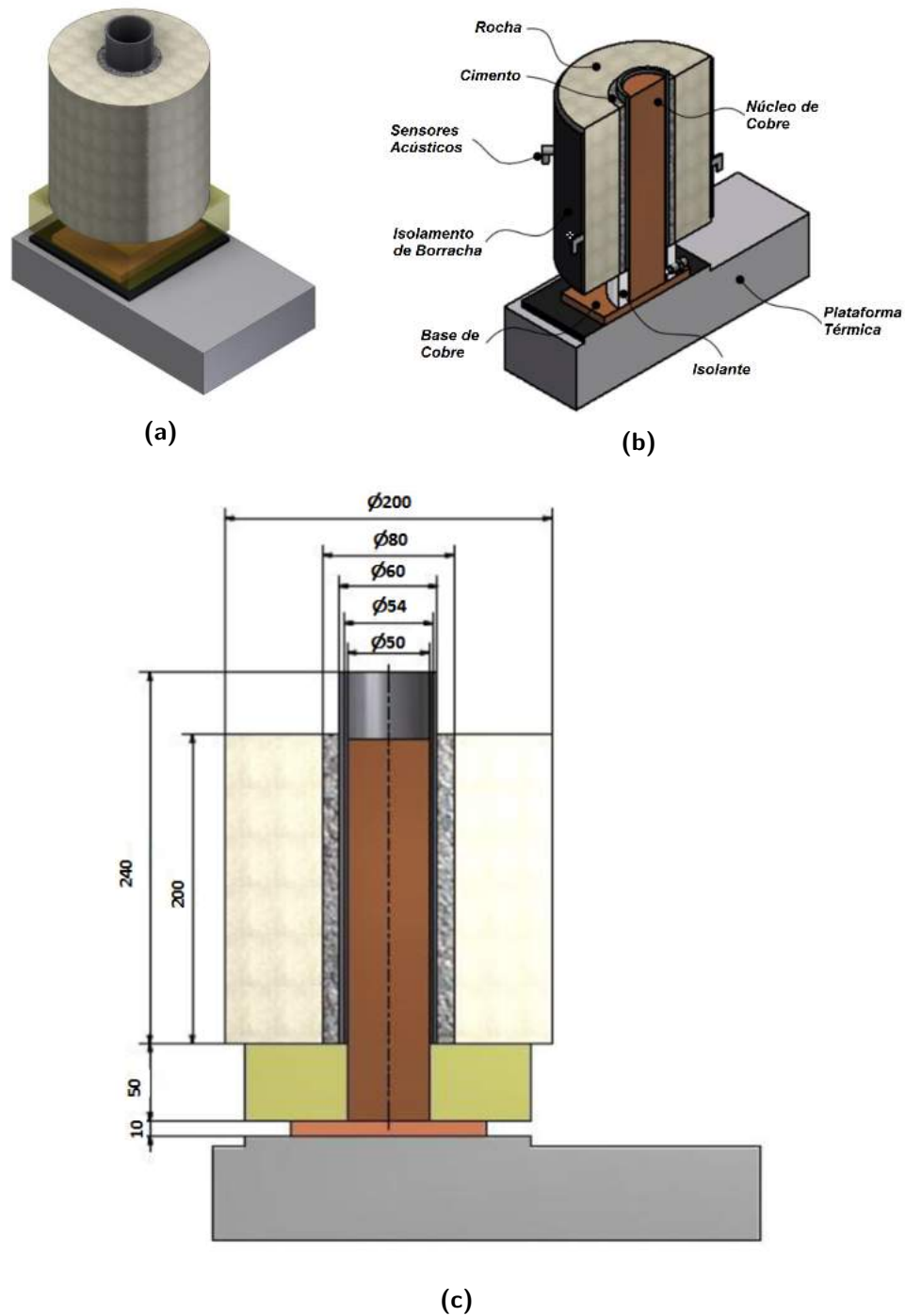
Trata-se de um trabalho realizado em junho de 2013 na *Norwegian University of Science and Technology* (NTNU), Trondheim - Noruega, denominado "*Influence of Thermal Cycling on Cement Sheath Integrity*", ALBAWI, A. (2013), que apresentou os resultados de testes realizados em corpos de prova submetidos à variação controlada de temperatura. Como todos os parâmetros utilizados para a confecção do experimento foram fornecidos através de relatório, tornou-se possível a confecção de nova modelagem numérica. Os detalhes da modelagem original são descritos a seguir.

O experimento da *NTNU* foi realizado em escala de 1:4¹, utilizando um tubo de aço (ST 52-3) para simular o revestimento de um poço; o espaço anular foi cimentado com pasta de cimento Portland Class G e o reservatório foi representado por uma amostra de rocha do arenito Castlegate. Um núcleo de cobre, ligado a uma plataforma térmica, serviu como fonte de calor para o sistema que, dessa maneira, ficou composto por cinco materiais: rocha, cimento, aço, ar e cobre, conforme Figura 5.10. O ar foi considerado porque o núcleo de cobre foi projetado para ficar afastado do tubo de aço por 2 mm - ver mais detalhes em ALBAWI, A. (2013) e De ANDRADE, J. et al. (2014).

Antes da realização do experimento propriamente dito, foi realizada uma simulação através do software *ANSYS Workbench* (ANSYS Inc, 2013). O resultado obtido nessa simulação (Figura 5.13) foi comparado com a simulação efetuada através do *Code-Bright*

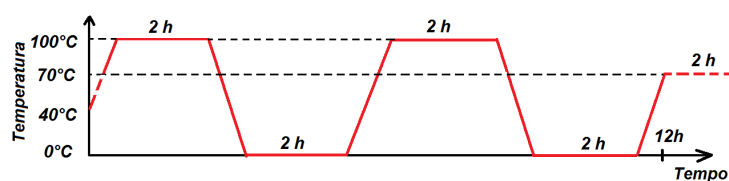
¹O que significa que, no modelo, um revestimento típico de produção com diâmetro de $0,2445m$ ($9\frac{5}{8}''$) foi representado por um tubo com diâmetro de 6,11cm.

Figura 5.10: Detalhes do experimento reproduzido para controle. (a) Visão 3D do aparato montado para o experimento; (b) Corte longitudinal detalhando os componentes e (c) Seção com dimensões (medidas em milímetros).



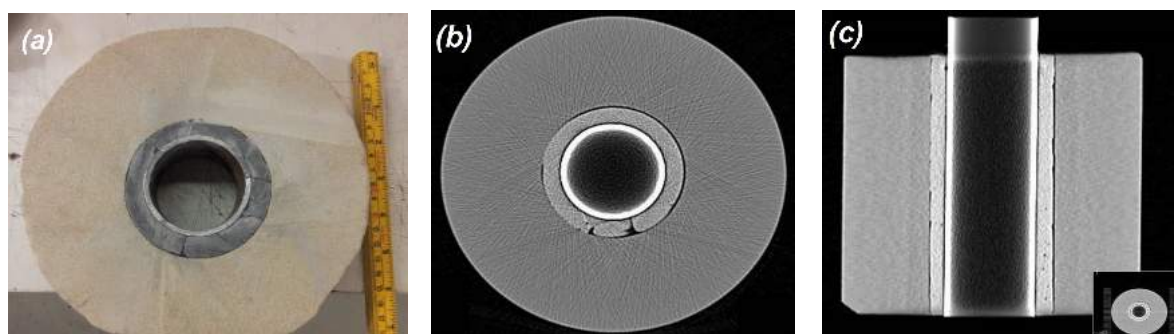
Fonte: ALBAWI, A. (2013)

Figura 5.11: Perfil térmico aplicado ao corpo de prova pelo núcleo de cobre.



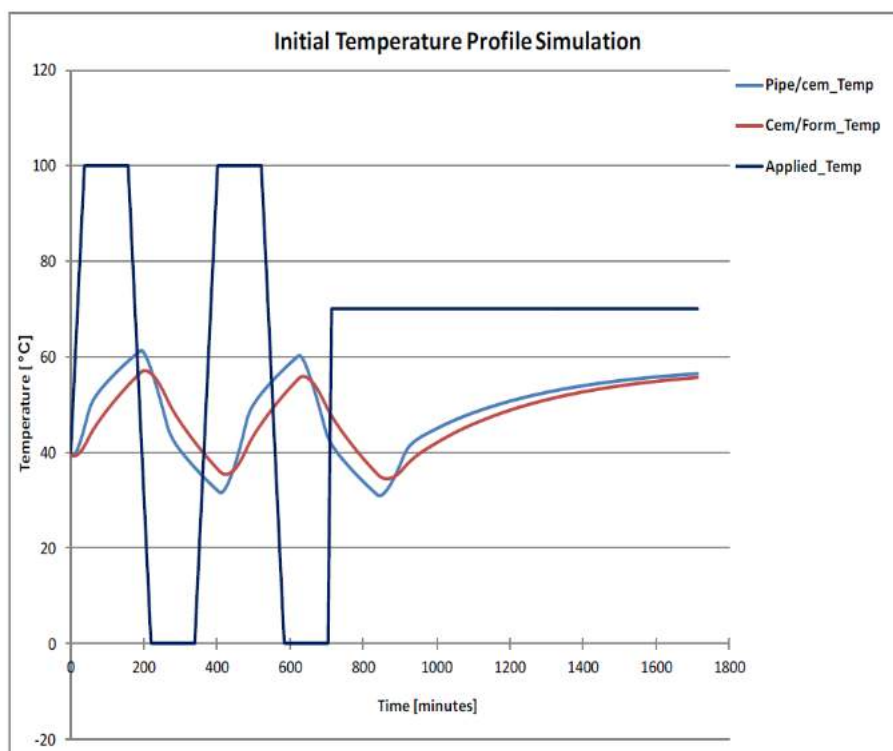
Fonte: ALBAWI, A. (2013)

Figura 5.12: Resultados obtidos nos corpos de prova após ciclagem. Notar as fissuras radiais no cimento e os descolamentos nas interfaces aço-cimento e cimento-rocha aparentes nas imagens do tomógrafo (Figuras (b) e (c)).



Fonte: ALBAWI, A. (2013).

Figura 5.13: Resposta térmica do modelo nas interfaces aço/cimento (linha azul claro) e cimento/rocha (linha vermelha) - A Temperatura no núcleo é representada pela linha azul escuro. (Simulação ANSYS Workbench)

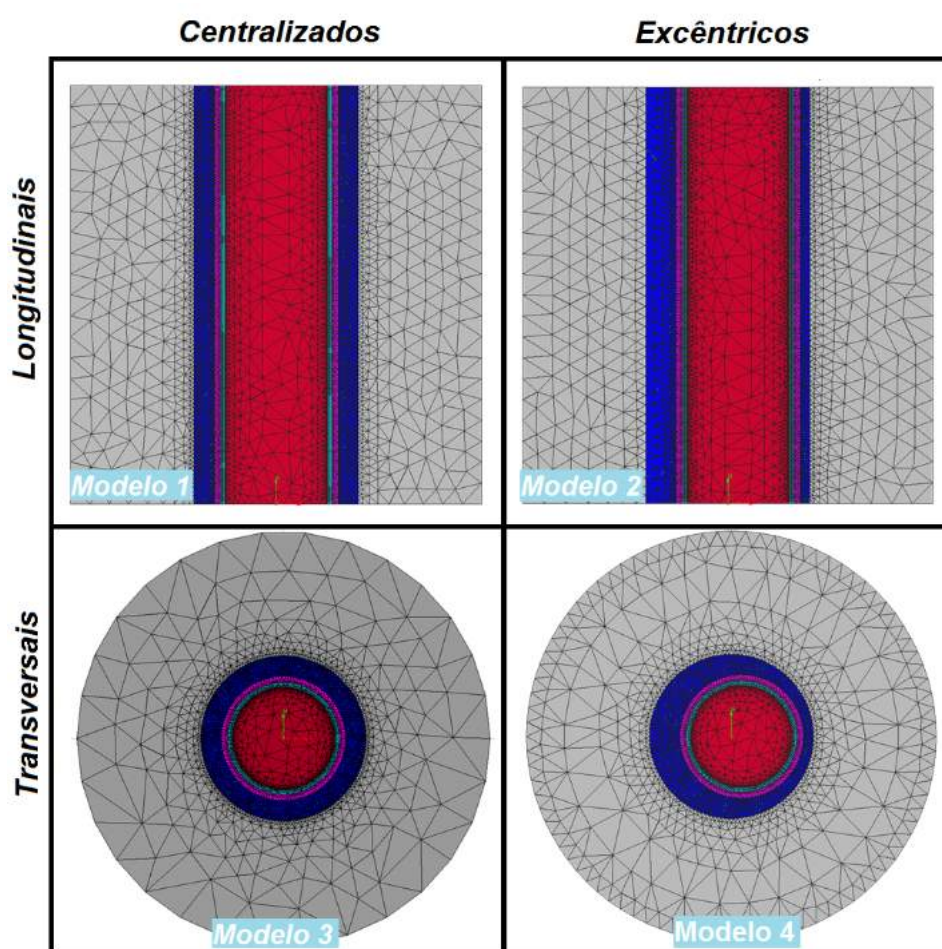


Fonte: ALBAWI, A. (2013).

5.1.4 Simulação Através do Programa de Elementos Finitos Code-Bright

Obedecendo as orientações apresentadas no relatório do trabalho da *NTNU*, foram elaborados quatro modelos 2D: transversal centralizado, transversal excêntrico, longitudinal centralizado e longitudinal excêntrico, todos atendendo às dimensões e características descritas nos trabalhos ALBAWI, A. (2013) e De ANDRADE, J. et al. (2014). As malhas empregadas são apresentadas nas Figuras 5.14 e 5.15.

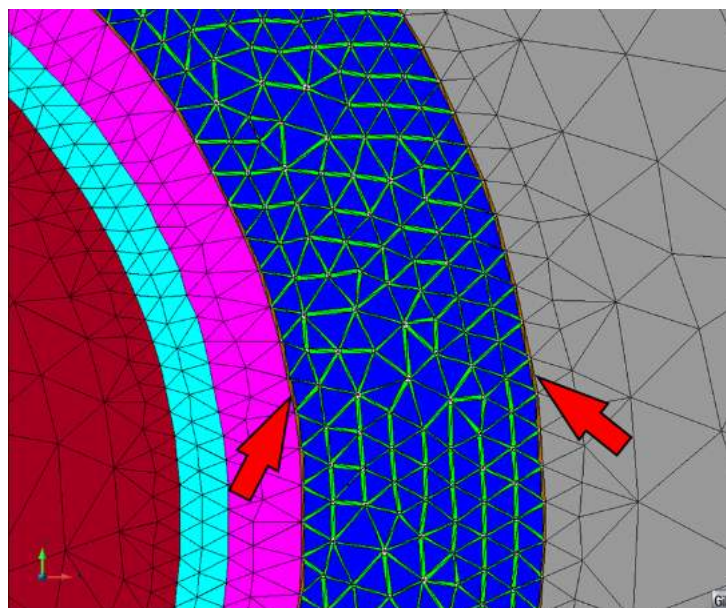
Figura 5.14: Modelos 2D criados para comparação de resultados com o experimento realizado pela NTNU. A rocha está representada na cor cinza, o cimento em azul escuro, o aço na cor rosa, o ar em azul claro e o núcleo de cobre em vermelho.



Fonte: Autor

As malhas longitudinais foram compostas por aproximadamente 20.000 nós e 28.000 elementos, as transversais por, aproximadamente, 4000 nós e 5400 elementos. O tempo médio de processamento foi de vinte minutos.

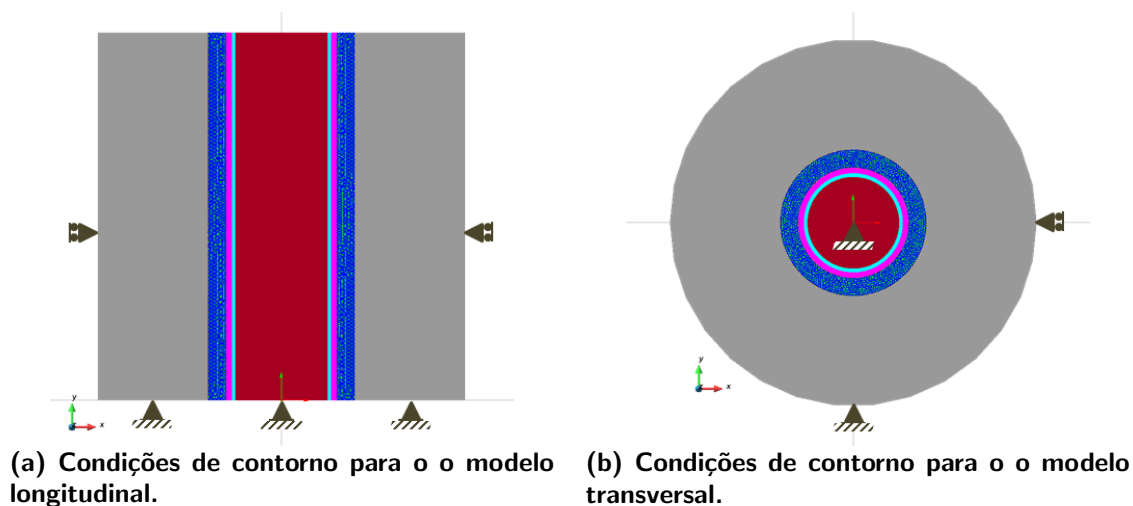
Figura 5.15: Detalhe da fragmentação da malha no cimento destacando os elementos fragmentados (representados na cor verde). As setas identificam os materiais das interfaces aco-cimento e cimento-rocha (na cor marrom).



Fonte: Autor

A Figura 5.16 apresenta as condições de contorno mecânicas do modelo. A condição de contorno térmica considerou as temperaturas aplicadas no núcleo de cobre, segundo o perfil térmico apresentado na Figura 5.11, e a temperatura de 46°C foi prescrita para a inicialização do modelo. A geometria obedeceu as dimensões apresentadas na Figura 5.10c.

Figura 5.16: Condições de contorno mecânica para o modelo do experimento da NTNU



(a) Condições de contorno para o o modelo longitudinal.

(b) Condições de contorno para o o modelo transversal.

Fonte: Autor

Os parâmetros dos materiais empregados no modelo de dano utilizados para essas simulações estão descritos nas Tabelas 5.3 a 5.7

Tabela 5.3: Propriedades do cobre utilizadas na simulação - CB.

Parâmetro	Valor	Unidade
Densidade	8933	kg/m ³
Calor específico a 25°C	385	JK ⁻¹ kg ⁻¹
Coeficiente de Expansão Térmica@0-280°C	17,0×10 ⁻⁶	K ⁻¹
Condutividade Térmica	400	Wm ⁻¹ K ⁻¹

Fonte: ALBAWI, A. (2013)

Tabela 5.4: Propriedades do ar utilizadas na simulação - CB.

Parâmetro	Valor	Unidade
Densidade	1,161	kg/m ³
Calor específico a 25°C	1007	JK ⁻¹ kg ⁻¹
Condutividade Térmica a 25°C	0,023	Wm ⁻¹ K ⁻¹

Fonte: ALBAWI, A. (2013)

Tabela 5.5: Propriedades do aço utilizadas na simulação - CB.

Parâmetro	Valor	Unidade
Densidade	7850	kg/m ³
Calor específico a 25°C	500	JK ⁻¹ kg ⁻¹
Coeficiente de Expansão Térmica@0-280°C	1,3×10 ⁻⁵	K ⁻¹
Condutividade Térmica	40	Wm ⁻¹ K ⁻¹
Módulo de elasticidade (<i>E</i>)	2,11 × 10 ⁵	MPa
Coeficiente de Poisson (<i>ν</i>)	0,29	-

Fonte: GOODFELLOW Cambridge Limited (2014), ALBAWI, A. (2013)

Tabela 5.6: Propriedades do cimento utilizadas na simulação - CB.

Parâmetro	Valor	Unidade
Densidade	1917	kg/m ³
Módulo de elasticidade (<i>E</i>)	1,20 × 10 ⁴	MPa
Coeficiente de Poisson (<i>ν</i>)	0,18	-
Resistência à tração (<i>f_t</i>)	2,7	MPa
Energia de fratura (<i>G_f</i>)	0,9 × 10 ⁻⁴	MPa.m
Condutividade Térmica	0,72	Wm ⁻¹ K ⁻¹
Calor Específico @ 25°C	780	JK ⁻¹ kg ⁻¹

Fonte: Autor; GOODFELLOW Cambridge Limited (2014); D'ALMEIDA, A.R. et al. (2004)

Tabela 5.7: Propriedades da rocha utilizadas na simulação - CB.

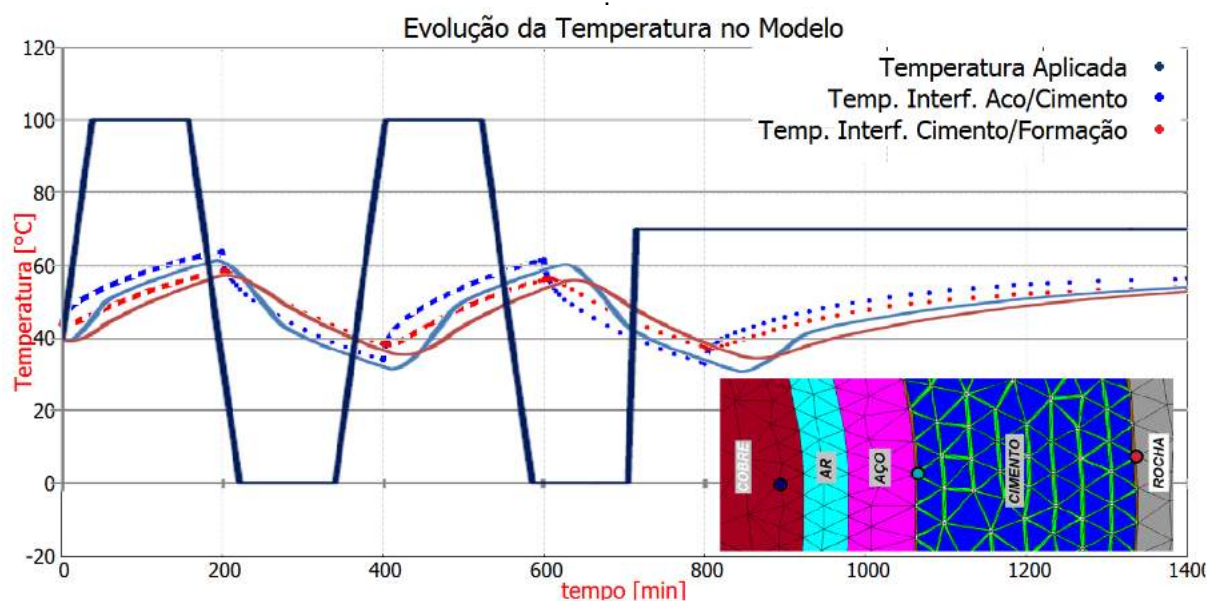
Parâmetro	Valor	Unidade
Densidade	2220	kg/m ³
Calor específico a 25°C	1256	JK ⁻¹ kg ⁻¹
Coeficiente de Expansão Térmica	$1,0 \times 10^{-5}$	K ⁻¹
Condutividade Térmica	1,59	Wm ⁻¹ K ⁻¹
Módulo de Elasticidade (E)	$2,0 \times 10^5$ Mpa	
Coeficiente de Poisson (ν)	0,28	-
Resistência à Compressão	71,9	MPa

Fonte: Autor; GOODFELLOW Cambridge Limited (2014); D'ALMEIDA, A.R. et al. (2004)

5.1.5 Resultados do Experimento da NTNU pelo Code-Bright

Seguindo o mesmo perfil de temperatura mostrado na Figura 5.11, foram obtidos os resultados apresentados nas Figuras 5.17, 5.18, 5.19 e 5.20.

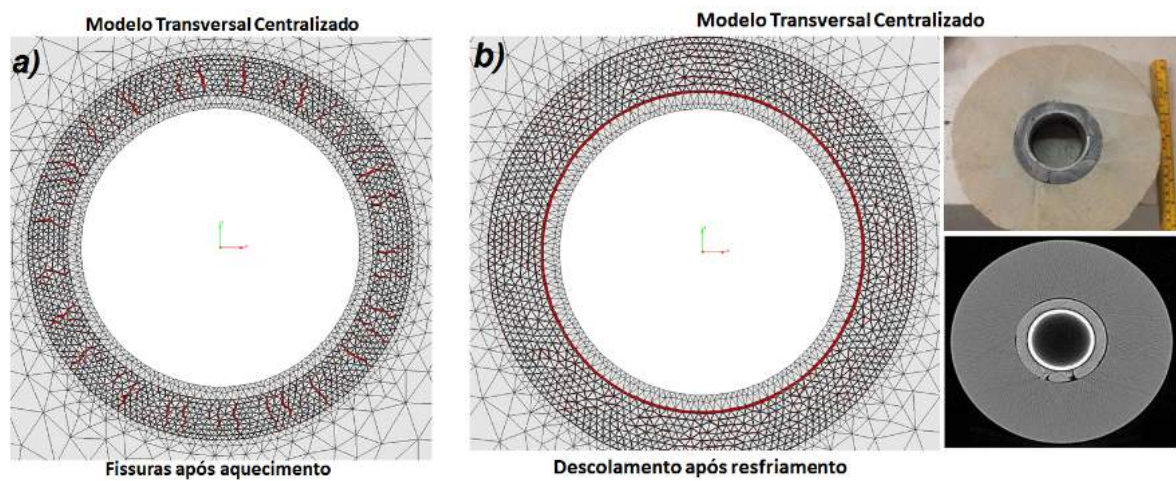
Figura 5.17: Comparação do comportamento da temperatura dos modelos nas interfaces aço-cimento e cimento-rocha: Linhas interrompidas foram obtidas pelo programa de elementos finitos Code-Brighth e linhas contínuas pelo Programa ANSYS-NTNU. Linhas vermelhas indica a temperatura registrada no contato cimento-formação, linhas azuis-claro no contato aço-cimento e a linha azul-escuro indica a temperatura aplicada no núcleo de cobre



Fonte: Autor

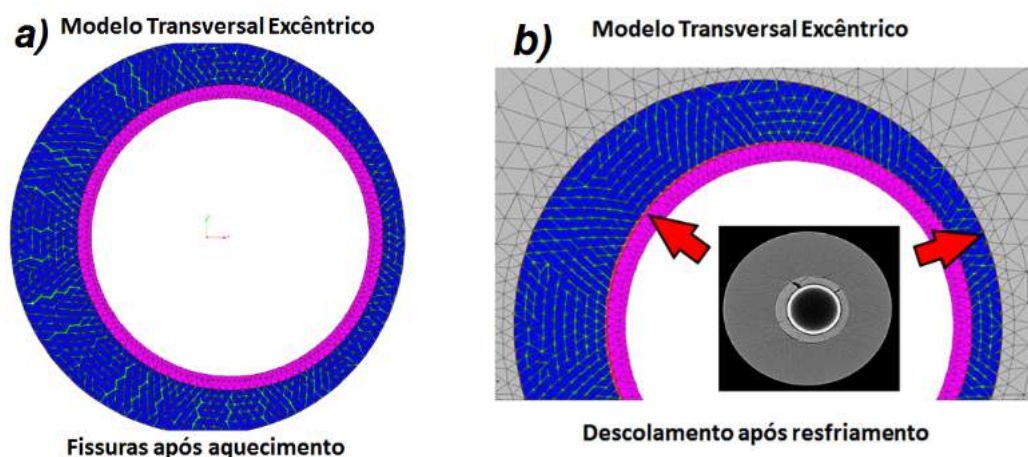
O padrão das fissuras dos modelos criados para simulação no CB, tanto para o aquecimento quanto para o resfriamento, se mostrou muito próximo aos observados nos modelos físicos do experimento da NTNU. A malha fragmentada se comportou de acordo com o esperado, tanto nos modelos transversais como nos longitudinais, reproduzindo as fissuras e

Figura 5.18: Padrão de fissuras (a) e descolamento (b) notados no modelo transversal centralizado após as fases de aquecimento e resfriamento comparados com corte da amostra do experimento e imagem no tomógrafo.



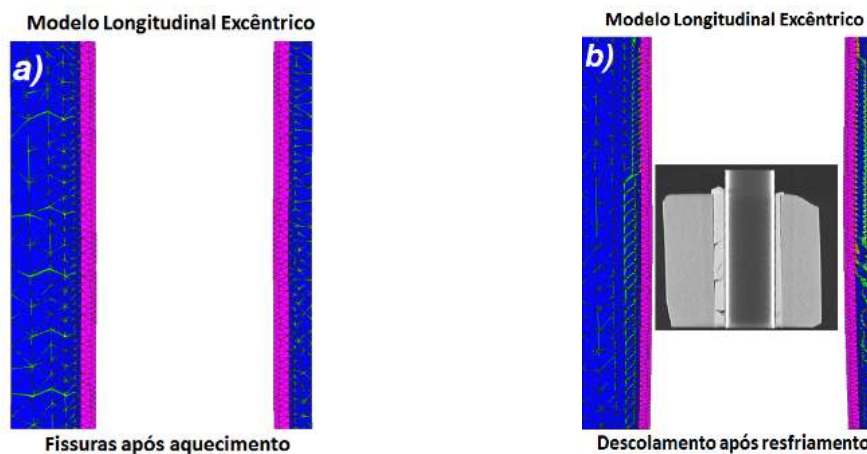
Fonte: Autor

Figura 5.19: Padrão de fissuras (a) e descolamento (b) notados no modelo transversal excêntrico após as fases de aquecimento e resfriamento, respectivamente, comparados com a imagem do tomógrafo da amostra.



Fonte: Autor

Figura 5.20: Padrão de fissuras (a) e descolamento (b) notados no modelo longitudinal excêntrico após as fases de aquecimento e resfriamento, respectivamente, comparados com a imagem do tomógrafo da amostra.



Fonte: Autor

descolamentos da mesma forma que os mostrados nos modelos físicos. Esses resultados vêm atestar a eficácia dos algoritmos de fragmentação de malhas implementadas no *CB* e validam o uso desse simulador em problemas termo-mecânicos (*TM*) em corpos sujeitos à fragmentação.

6 MODELAGEM DA INTEGRIDADE POÇO-CIMENTAÇÃO

Neste Capítulo serão abordados aspectos relacionados ao comportamento da bainha de cimento quando o poço é submetido à injeção cíclica de vapor. Aplicando a técnica de Fragmentação de Malha apresentada nos Capítulos 2 e 3 e considerando as informações apresentadas sobre cimentação (Seção 1.2.1) e injeção de vapor (Seção 1.2.3), foram utilizados os algoritmos desenvolvidos no programa de elementos finitos Code-Bright para efetuar simulação numérica e análise da ocorrência de fissuras e descolamentos na bainha de poços petrolíferos.

Inicialmente foi efetuada uma simulação empregando as propriedades referentes a:

- Reservatório composto por rocha arenítica não consolidada ($E = 3,34$ GPa);
- Pasta de cimento convencional com adição de 35% de sílica, para a bainha e elementos de aderência;
- Revestimento - (*casing*) com 17,78cm (7") de diâmetro externo (diâmetro interno de 16,17 cm ou 6,366") e 34,3 kg/m (23 lb/pé);
- Poço vertical com diâmetro de 22,22cm ($8\frac{3}{4}$ ");

conforme parâmetros especificados nas Tabelas 6.1, 6.2 e 6.3.

A partir dessa simulação inicial foi feita uma análise de sensibilidade, para as fases de aquecimento e resfriamento, onde se variou:

- Módulo de elasticidade do cimento e da formação;
- Temperatura de injeção;
- Aderência dos elementos de interface;
- Características da pasta de cimento: convencional (sem aditivos especiais), aerada ou com elastômeros.

Tabela 6.1: Parâmetros físicos e mecânicos dos materiais do modelo - Formação

Parâmetro	Valor	Valores Adotados
Módulo de Elasticidade (GPa)	3,34 a 20	3,34
Coef. Poisson	0,28 a 0,34	0,28
Resist. à Compressão (MPa)	71,9	71,9
Resist. à Tração (MPa)	0,5 a 2,4	2,4
Cond. Térmica (W/mK)	1,59	1,59
Calor Específico (J/kgK)	1256	1256
Densidade kg/m^3	2220 a 2320	2320
Coef. Exp. Térmica $^{\circ}C^{-1}$	1×10^{-5}	1×10^{-5}
Porosidade	0,18 a 0,22	0,22
Permeabilidade m^2	$0,10 \times 10^{-12}$	$0,10 \times 10^{-12}$

Os valores destacados foram os utilizados na modelagem inicial.

Referência: D'ALMEIDA, A.R. et al. (2004)

Tabela 6.2: Parâmetros físicos e mecânicos dos materiais do modelo - Cimento

Parâmetro	Convencional	Aerado	Elastômero
Módulo de Elasticidade (GPa)	3,43 a 14,5 (Adotado:3,43)	0,1 a 5,57	3,38 a 11,7
Coef. Poisson	0,1 a 0,21 (Adotado:0,21)	0,12 a 0,23	0,15 a 0,2
Resist. à Compressão (MPa)	20,0 a 46,2 (Adotado:20,0)	7,25 a 22,4	9,31 a 15,6
Resist. à Tração (MPa)	2,4 a 2,96 (Adotado:2,4)	1,3	1,13 a 1,5
Cond. Térmica (W/mK)	1,04	1,04	1,04
Calor Específico (J/kgK)	837,4	837,4	837,4
Densidade (kg/m^3)	1893,3	1342,0	1533,7
Coef. Exp. Térmica ($^{\circ}C^{-1}$)	$1,11 \times 10^{-5}$	$6,5 \times 10^{-6}$	$5,8 \times 10^{-6}$
Porosidade	0,02	0,13	0,56
Permeabilidade (m^2)	$0,10 \times 10^{-12}$	$0,11 \times 10^{-14}$	$0,10 \times 10^{-12}$

1 - Os valores destacados foram os utilizados na modelagem inicial.

2 - Nas simulações dos cenários foram adotados os valores máximo e mínimo para os parâmetros com faixa de variação.

3 - Valores obtidos da literatura. (PETERSON, B., 1963; SHAKIRAH, S., 2008; ALBAWI, A., 2013), (De ANDRADE, J. et al., 2014; BOIS, A.P. et al., 2011; IVERSON, B. e McMECHAN, D., 2008)

Tabela 6.3: Parâmetros físicos e mecânicos dos materiais do modelo - Aço

Parâmetro	Valor
Módulo de Elasticidade (GPa)	200,0 GPa
Coef. Poisson	0,28
Resist. à Tração	379,2 MPa
Cond. Térmica	38 W/mK
Calor Específico	460,6 J/kgK
Densidade	7850 kg/m^3
Coef. Exp. Térmica	$2,46 \times 10^{-5} ^{\circ}C^{-1}$

Fonte: API Specification for Casing and Tubing - 2004

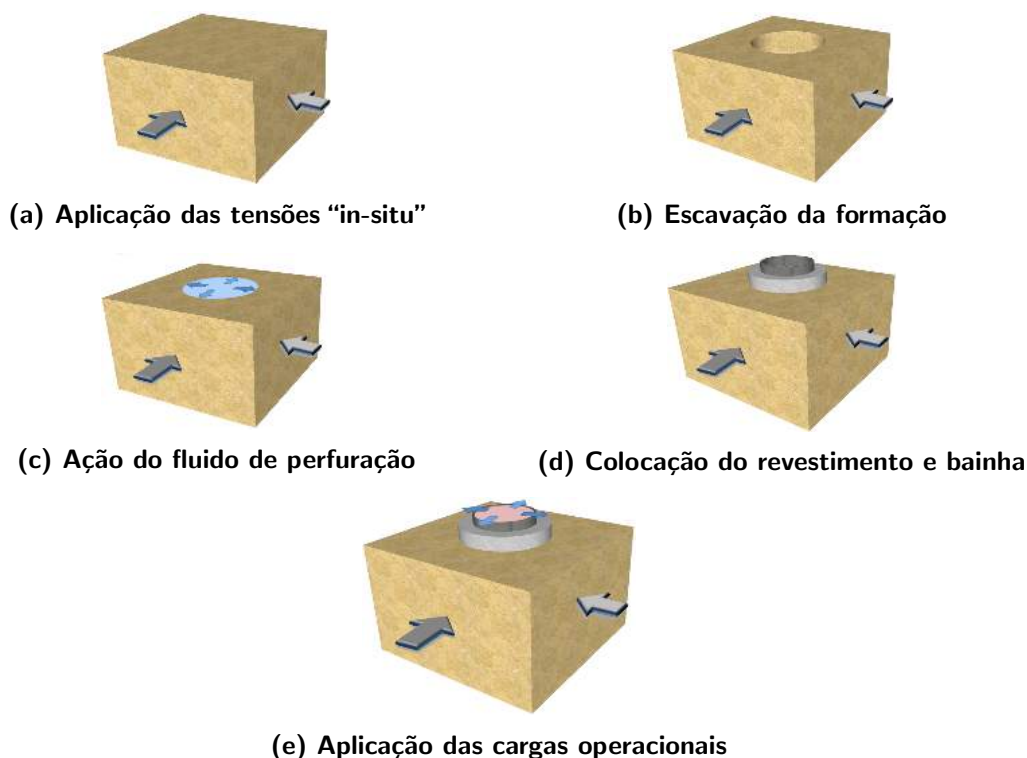
6.1 Inicialização do Modelo

Para que a simulação pudesse representar apenas a ação da injeção de vapor na cimentação, as reais condições da operação de perfuração de um poço tiveram que ser reproduzidas na preparação do modelo.

Foi preciso, então, ser considerada a ação das tensões “*in-situ*” na formação, a operação de escavação da rocha e a ação da pressão do fluido de perfuração necessário para o equilíbrio das tensões. Nesse meio equilibrado, foram colocados o revestimento de aço e a bainha de cimento, que posteriormente receberam as cargas operacionais (vapor/fluido de completção), Figura 6.1. As condições operacionais simuladas consistiram da fase de aquecimento pela injeção de vapor e da fase de resfriamento correspondente à completção do poço para habilitar a produção.

Na simulação numérica foi analisado um poço vertical sem revestimentos concêntricos e adotadas as condições de temperatura e pressão utilizadas normalmente em operações de injeção cíclica em reservatórios de até 400m de profundidade (temperatura de 200 até 350°C e pressão entre 50 e 70 kgf/cm^2).

Figura 6.1: Fases da preparação do modelo

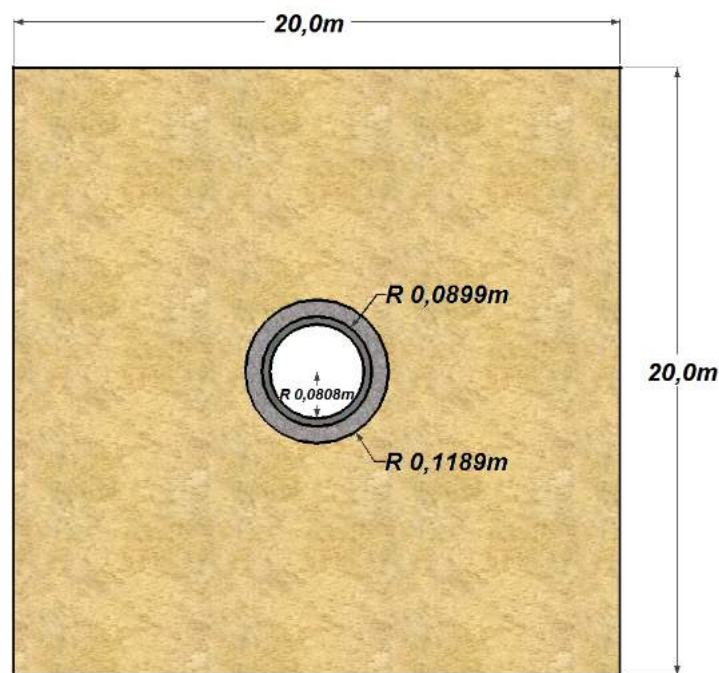


Fonte: Autor

6.1.1 Características do Modelo Numérico

A análise foi feita para uma seção transversal de um poço vertical, abrangendo uma área de $400m^2$ ($20m \times 20m$), conforme Figura 6.2.

Figura 6.2: Dimensões do modelo - sem escala.

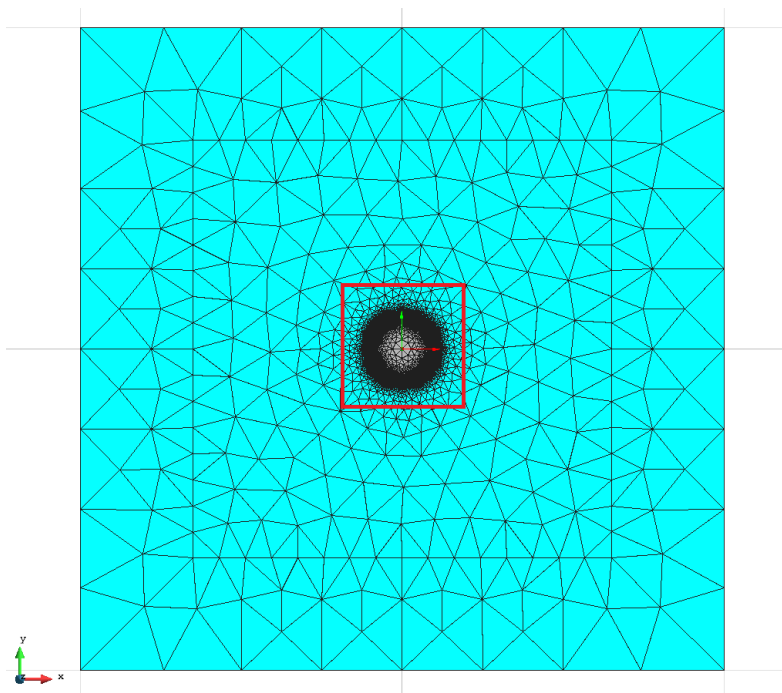


Fonte: Autor

A malha foi refinada para representar os materiais correspondentes ao poço, o aço e a bainha, e foi discretizada com elementos maiores na parte mais distante do eixo do poço. A técnica de fragmentação de malha foi aplicada exclusivamente para o cimento, ver detalhe nas Figuras 6.3, 6.4, 6.5 e 6.6. A espessura (h) do elemento de interface utilizada para a malha fragmentada foi de 0,00015m, limitado à capacidade do processador.

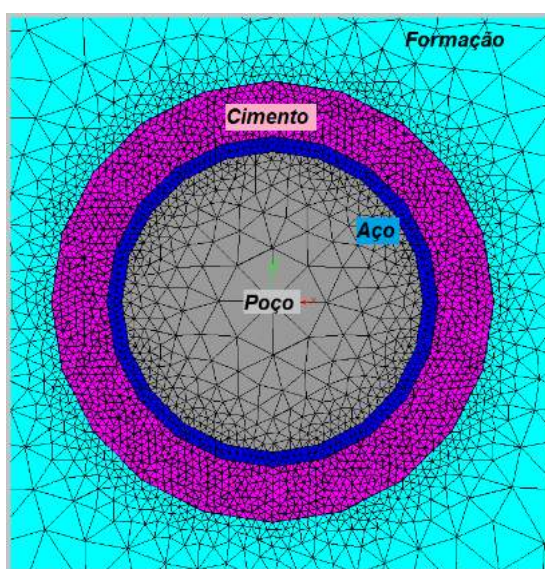
Esse modelo foi configurado para utilizar o estado plano de tensões e o carregamento do estado de tensões “in situ” adotado consistiu na aplicação anisotrópica das tensões principais horizontais σ_H (2 MPa) na direção x e σ_h (1 MPa) na direção y . Foram introduzidos dois materiais na malha do modelo com características distintas das do cimento com a finalidade de melhor analisar as tensões atuantes nas interfaces aço-cimento-formação. Esses materiais foram representados por elementos de interface posicionados entre o cimento e o aço e entre o cimento e a formação. Com isso, tornou-se possível alterar as características de aderência nas superfícies de contato e analisar as ocorrências de descolamentos - Figura 6.7.

Figura 6.3: Visão geral da malha 2D.



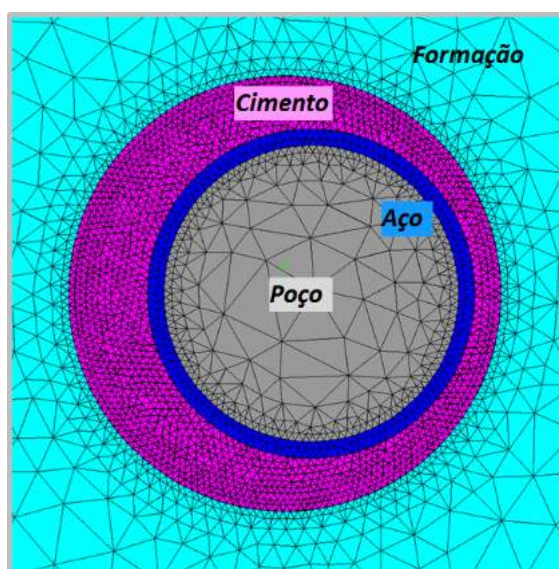
Fonte: Autor

Figura 6.4: Detalhe da malha próximo ao poço - Revest. centrado - Malha fragmentada no cimento.



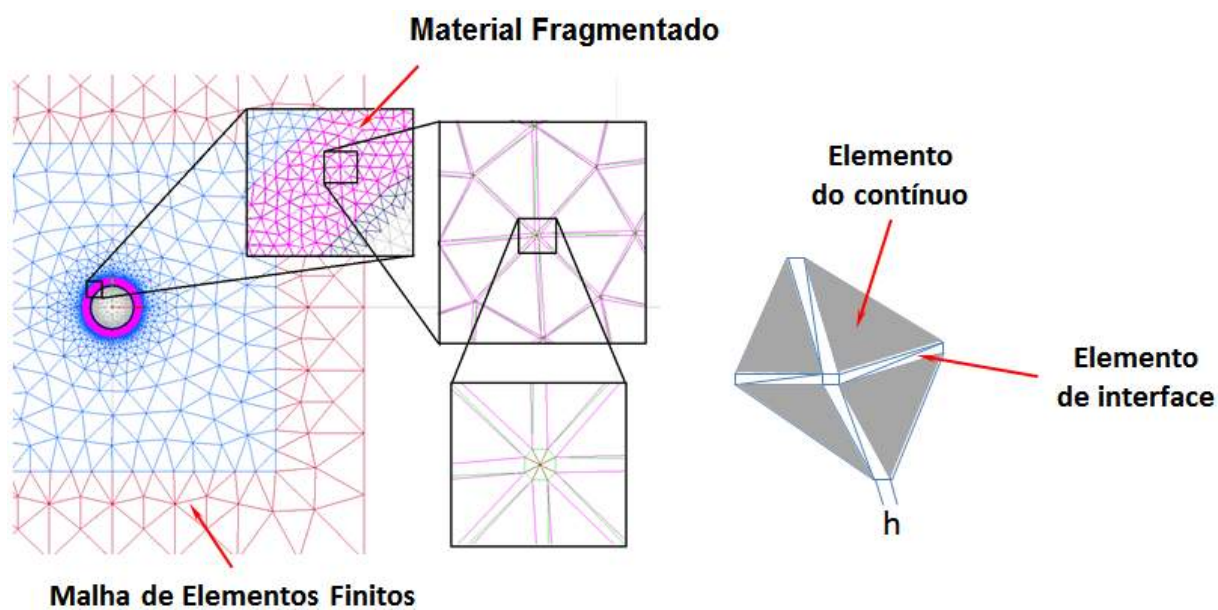
Fonte: Autor

Figura 6.5: Detalhe da malha próximo ao poço - Revest. excêntrico 50% stand-off - Malha fragmentada no cimento.



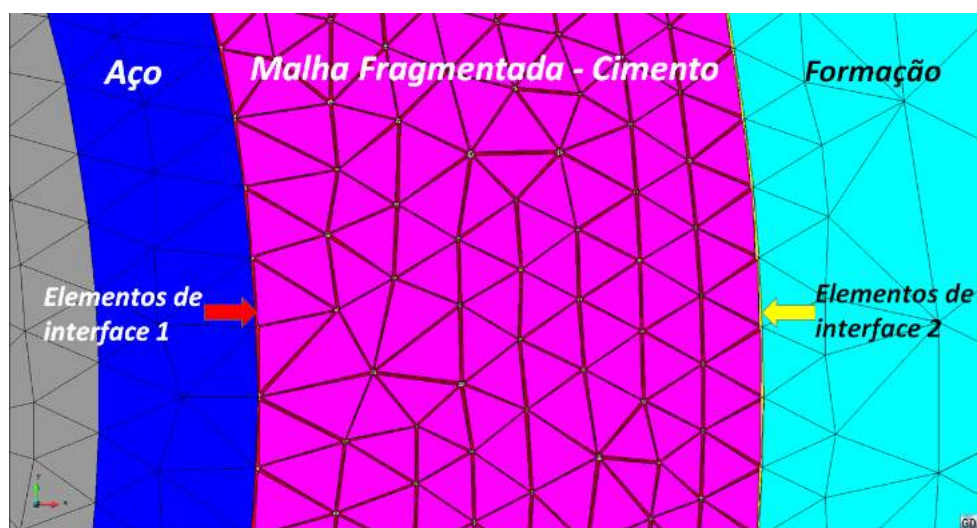
Fonte: Autor

Figura 6.6: Detalhe da malha do modelo 2D



Fonte: Autor

Figura 6.7: Detalhe dos elementos das interfaces aço-cimento-formação.



Fonte: Autor

A carga térmica do modelo considerou a temperatura do reservatório (65°C), a temperatura do vapor injetado a 350°C e do fluido de completação a 25°C . Admitiu-se a transferência de calor apenas por condução.

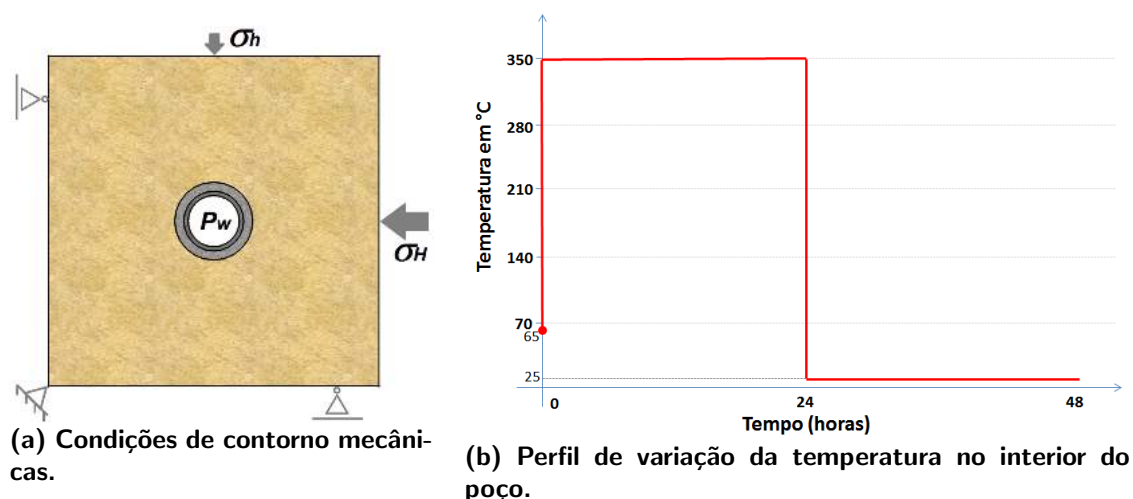
6.1.2 Condições de Contorno

A condição de contorno mecânica utilizada está mostrada na (Figura 6.8a).

A condição de contorno hidráulica considerou uma pressão no interior do poço (na perfuração e após a aplicação do revestimento) de $2,5\text{ MPa}$ ($25,5\text{ kgf/cm}^2$), além da pressão dos poros no reservatório de 1 MPa ($10,2\text{ kgf/cm}^2$). Para as tensões “*in-situ*” foram adotados os valores de 2 MPa para σ_x e de 1 MPa para σ_y . Considerou-se o meio poroso saturado com água.

A simulação foi realizada para um período de cerca de 24 horas de injeção de vapor e de 24 horas de resfriamento com o fluido de completação a 25°C - Figura 6.8b.

Figura 6.8: Condições de contorno.

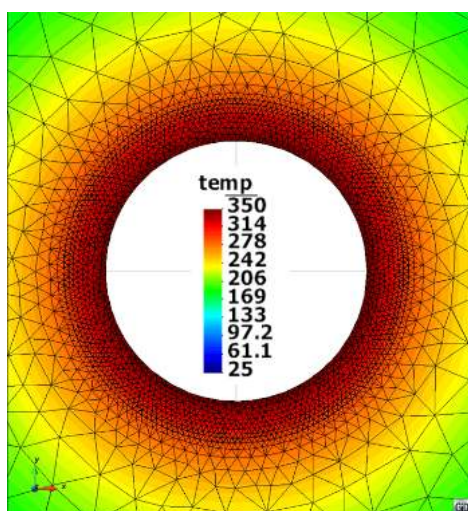


Fonte: Autor

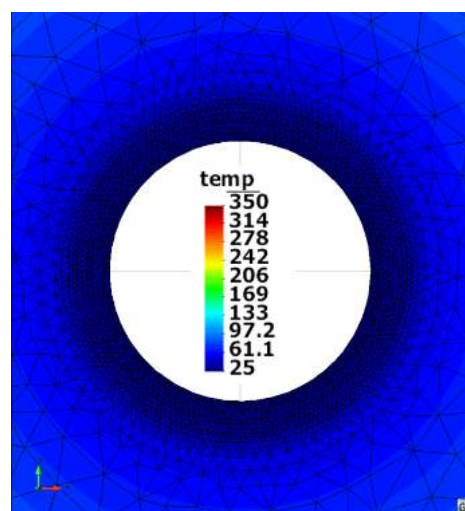
6.2 Resultados da Simulação Inicial

As Figuras 6.9 e 6.10 apresentam o gradiente térmico, a porosidade da bainha e a distribuição das tensões σ_x , obtidos na simulação inicial para os modelos centralizado e excêntrico, no final do ciclo de aquecimento (figuras do lado esquerdo) e no fim do período de resfriamento (figuras do lado direito).

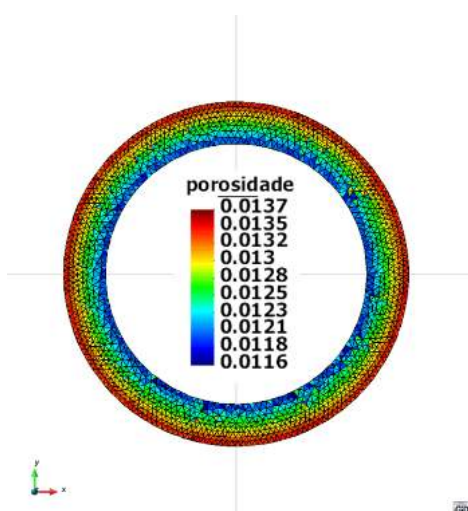
Figura 6.9: Características simuladas no modelo centralizado.



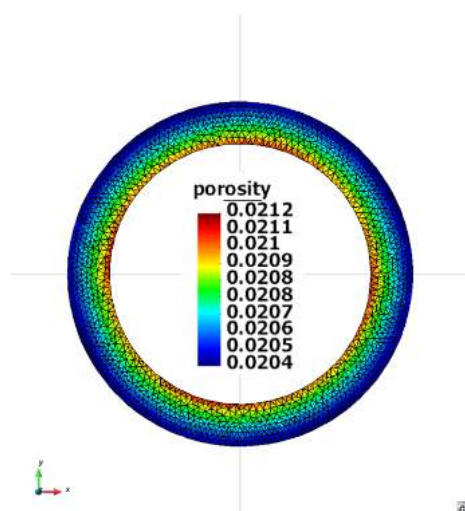
(a) Gradiente térmico ao final do ciclo de aquecimento.



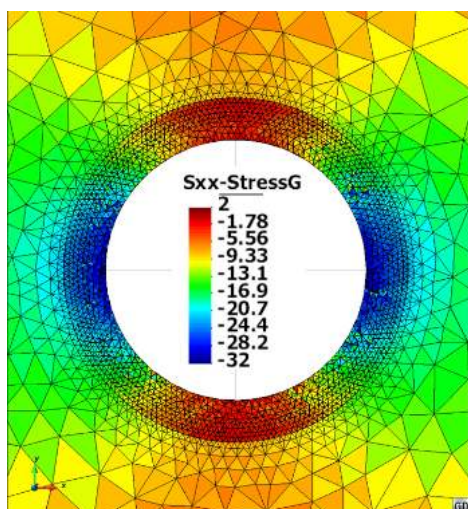
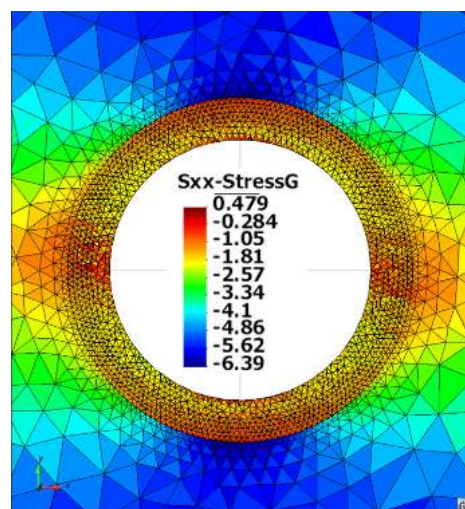
(b) Gradiente térmico ao final do ciclo de resfriamento.



(c) Porosidade ao final do ciclo de aquecimento.

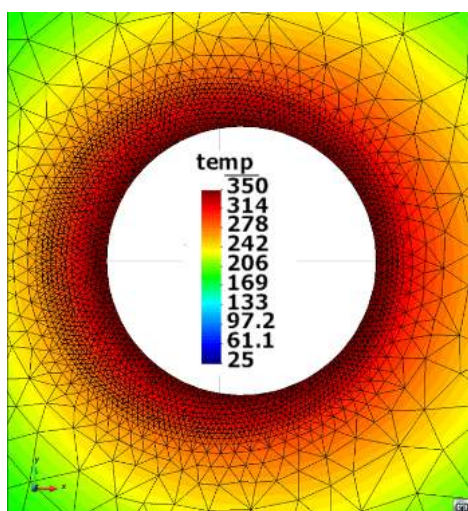


(d) Porosidade ao final do ciclo de resfriamento.

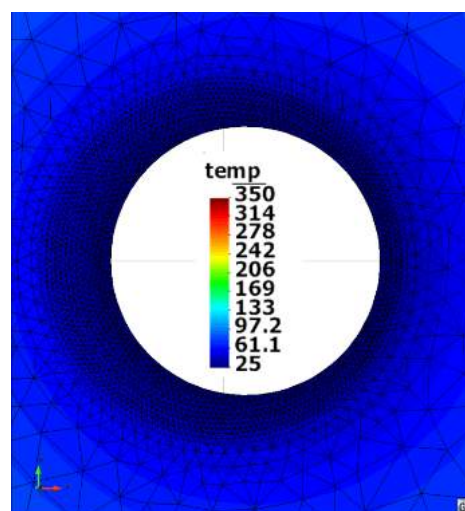
(e) Distribuição das tensões σ_x ao final do ciclo de aquecimento.(f) Distribuição das tensões σ_x ao final do ciclo de resfriamento.

Fonte: Autor

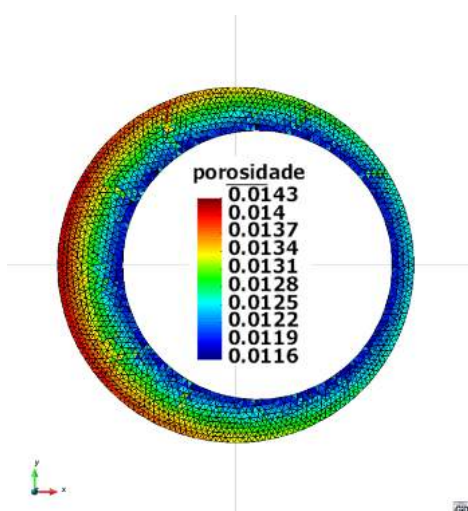
Figura 6.10: Características simuladas no modelo excêntrico.



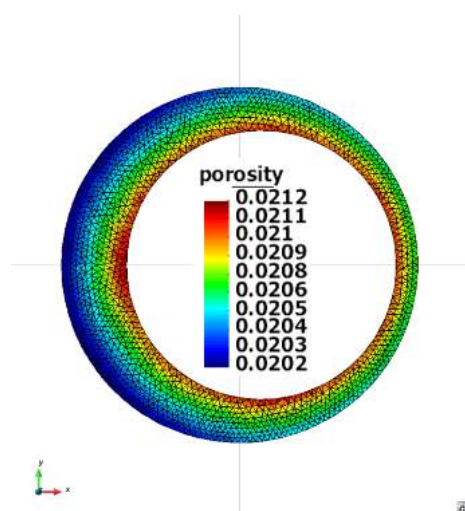
(a) Gradiente térmico ao final do ciclo de aquecimento.



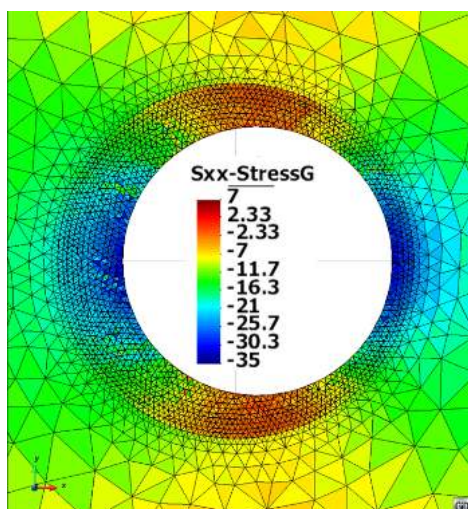
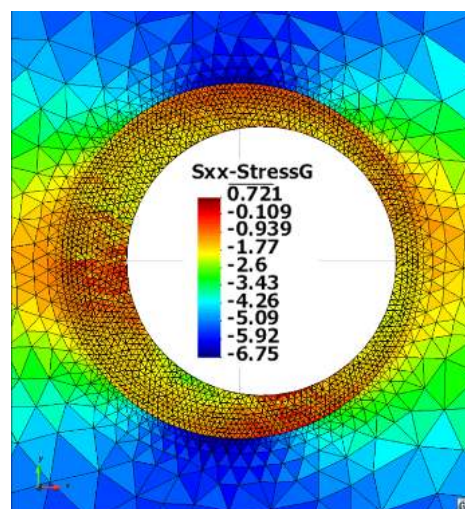
(b) Gradiente térmico ao final do ciclo de resfriamento.



(c) Porosidade ao final do ciclo de aquecimento.



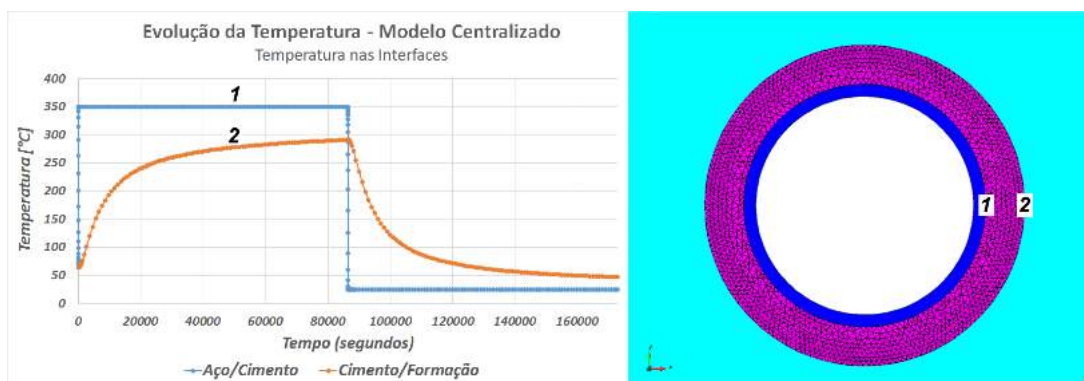
(d) Porosidade ao final do ciclo de resfriamento.

(e) Distribuição das tensões σ_x ao final do ciclo de aquecimento.(f) Distribuição das tensões σ_x ao final do ciclo de resfriamento.

Fonte: Autor

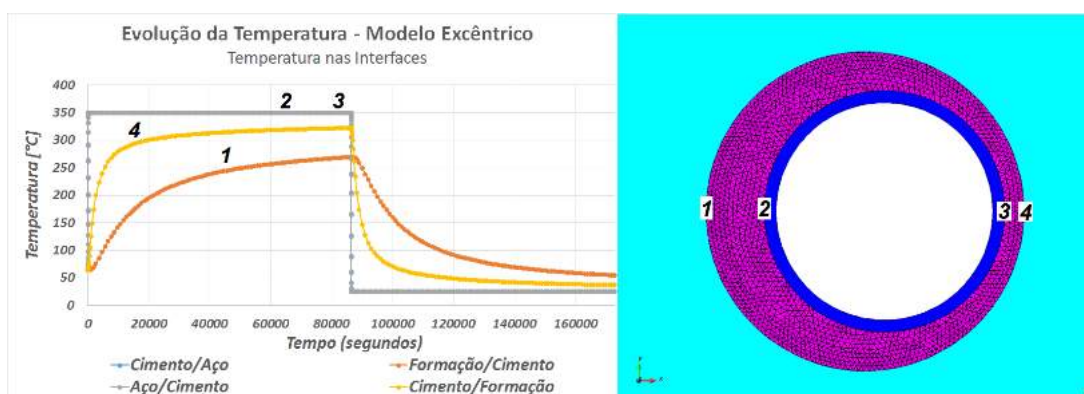
As Figuras 6.11 e 6.12 apresentam a evolução da temperatura nas interfaces dos materiais nos dois modelos.

Figura 6.11: Evolução da temperatura nas interfaces - Modelo centralizado



Fonte: Autor

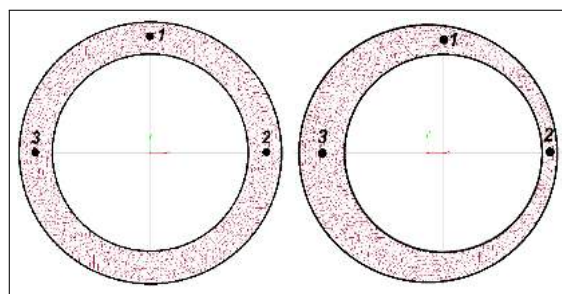
Figura 6.12: Evolução da temperatura nas interfaces - Modelo excêntrico



Fonte: Autor

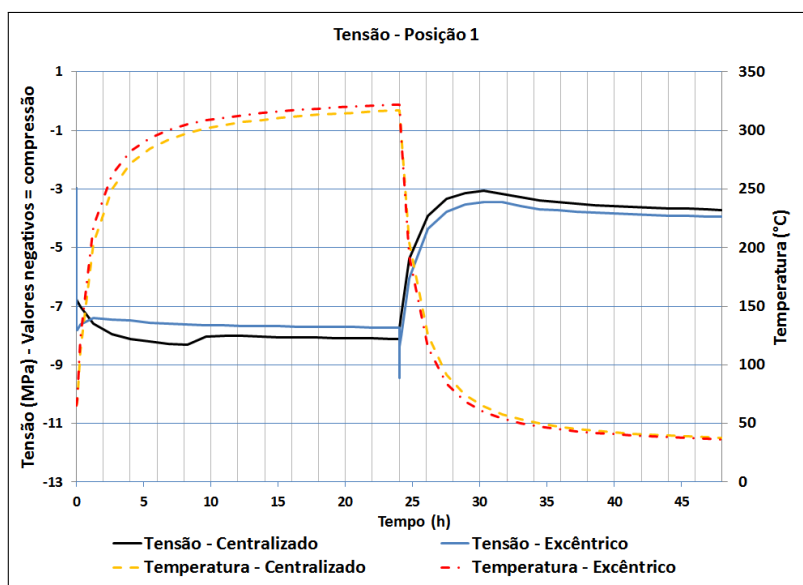
Os pontos mostrados na Figura 6.13 foram utilizados para estabelecer uma comparação entre os resultados da temperatura, tensão radial e porosidade encontrados na simulação inicial para os dois modelos (centralizado e excêntrico), conforme mostrado nas Figuras 6.14 a 6.16.

Figura 6.13: Posições para comparação das tensões e porosidades nos modelos centralizado e ex-cêntrico.

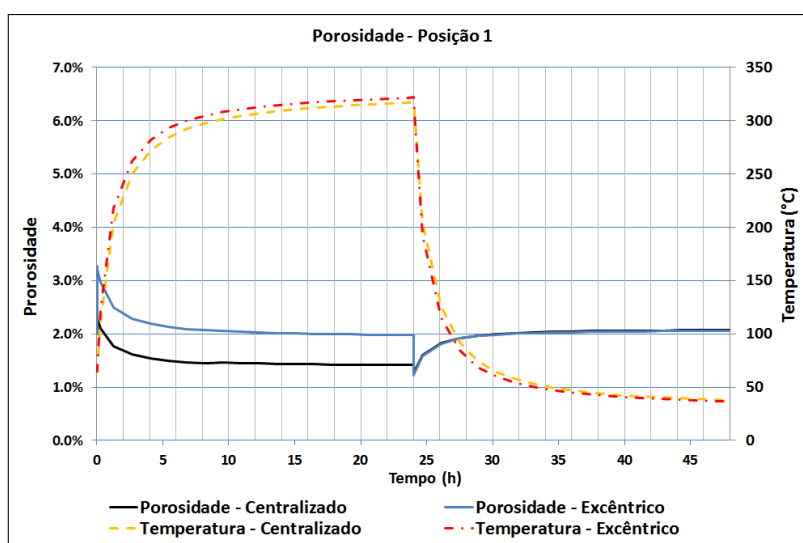


Fonte: Autor

Figura 6.14: Comparação das tensões e porosidades $\times$ temperatura na posição 1 da bainha de cimento dos modelos centralizado e excêntrico.



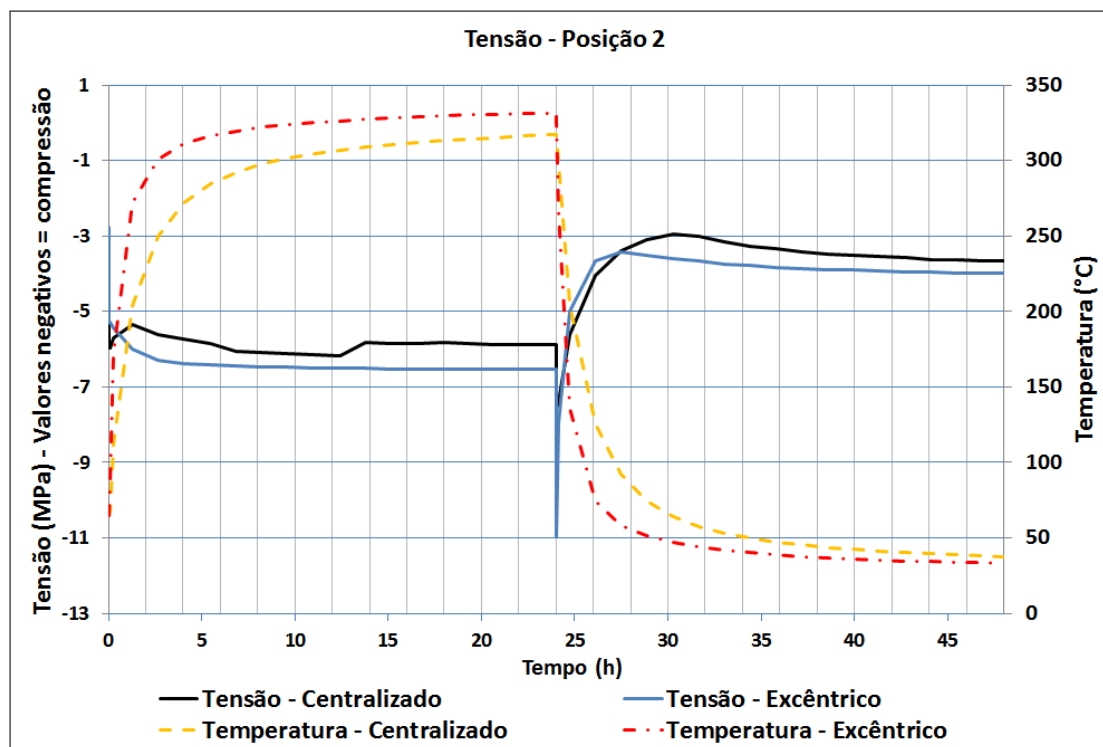
(a) Comparação da tensão $\times$ temperatura na posição 1.



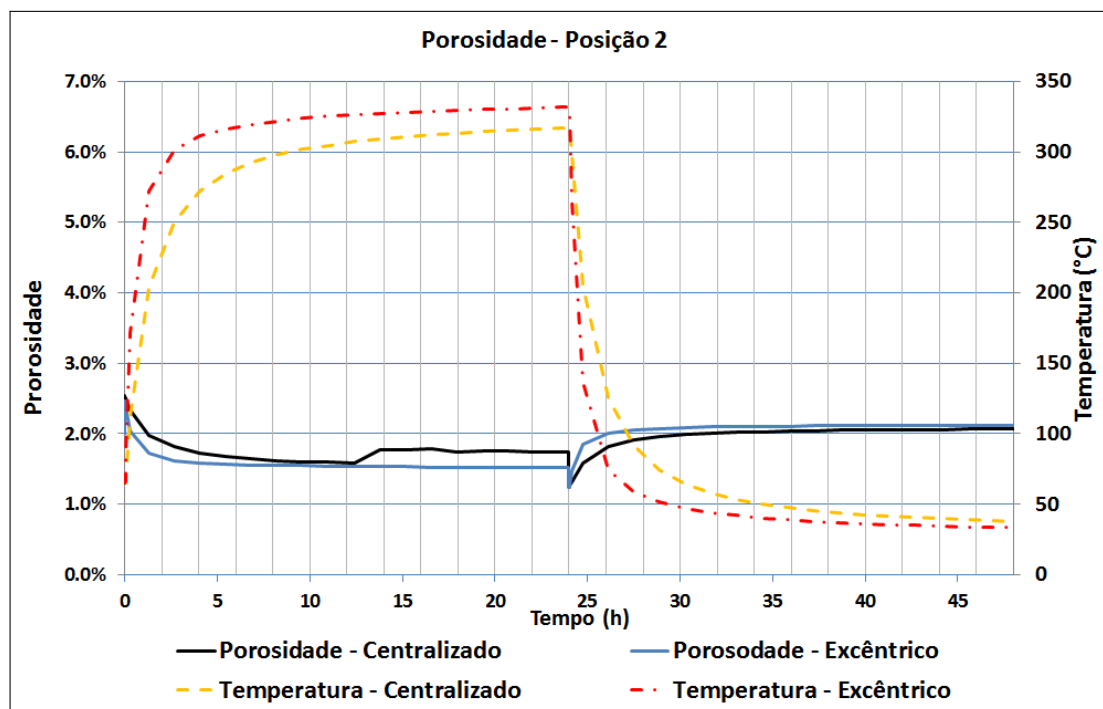
(b) Comparação da porosidade $\times$ temperatura na posição 1.

Fonte: Autor

Figura 6.15: Comparação das tensões e porosidades $\times$ temperatura na posição 2 da bainha de cimento dos modelos centralizado e excêntrico.



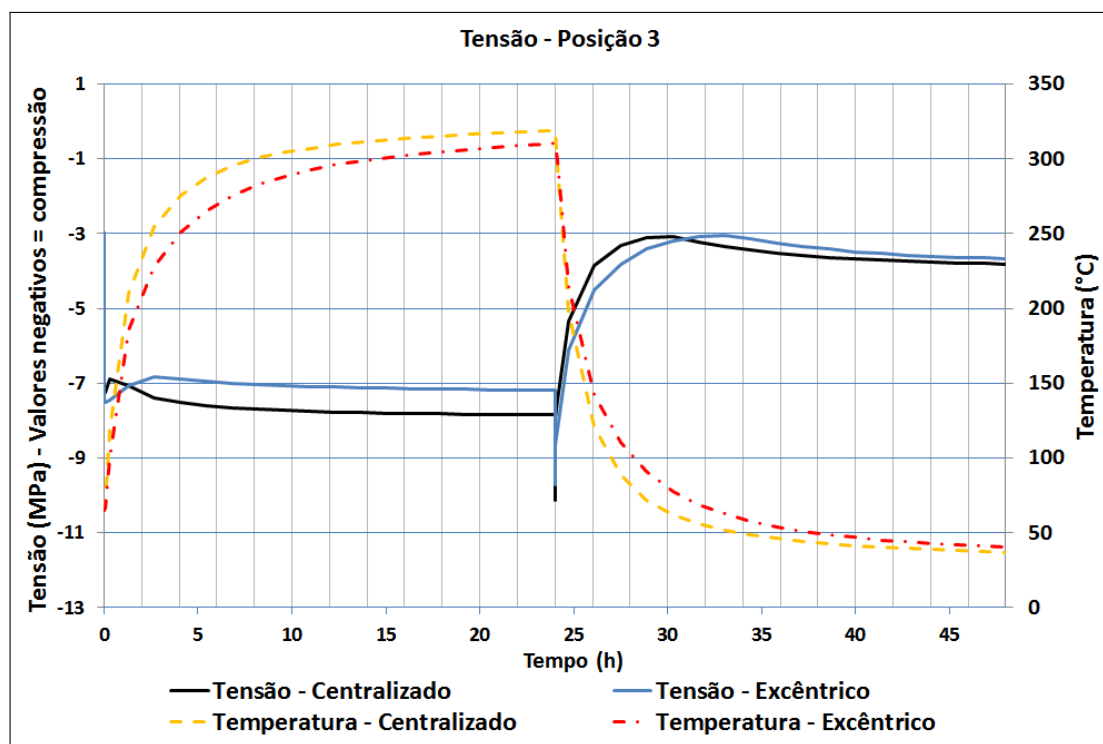
(a) Comparação da tensão $\times$ temperatura na posição 2.



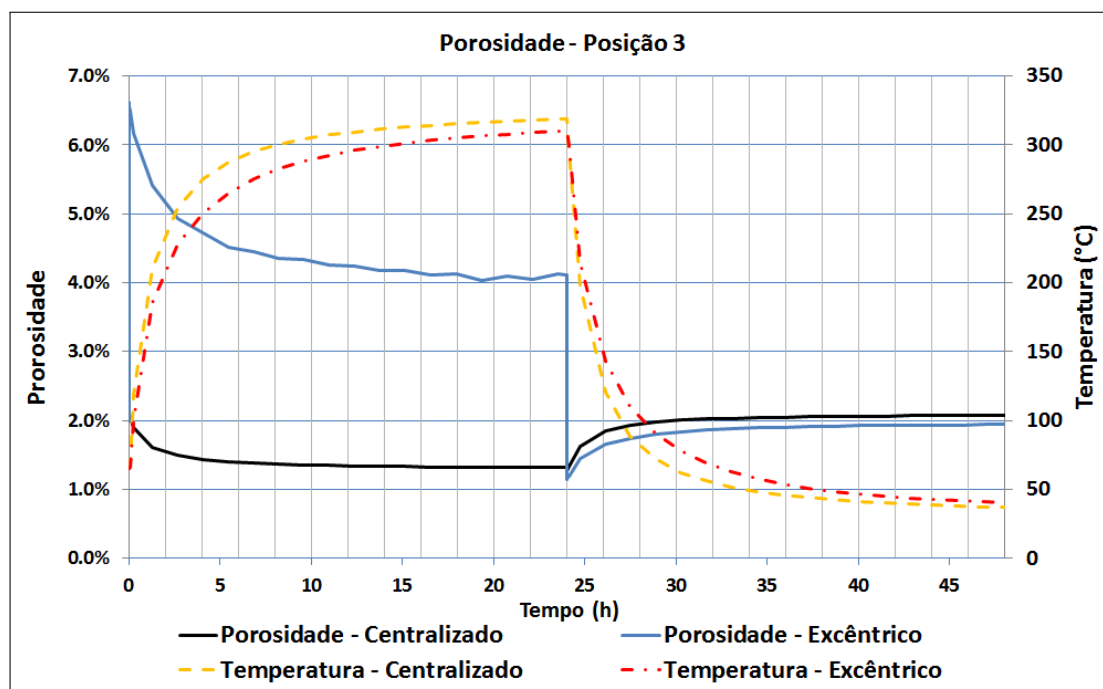
(b) Comparação da porosidade $\times$ temperatura na posição 2.

Fonte: Autor

Figura 6.16: Comparação das tensões e porosidades $\times$ temperatura na posição 3 da bainha de cimento dos modelos centralizado e excêntrico.



(a) Comparação da tensão $\times$ temperatura na posição 3.



(b) Comparação da porosidade $\times$ temperatura na posição 3.

Fonte: Autor

6.3 Análise de Sensibilidade

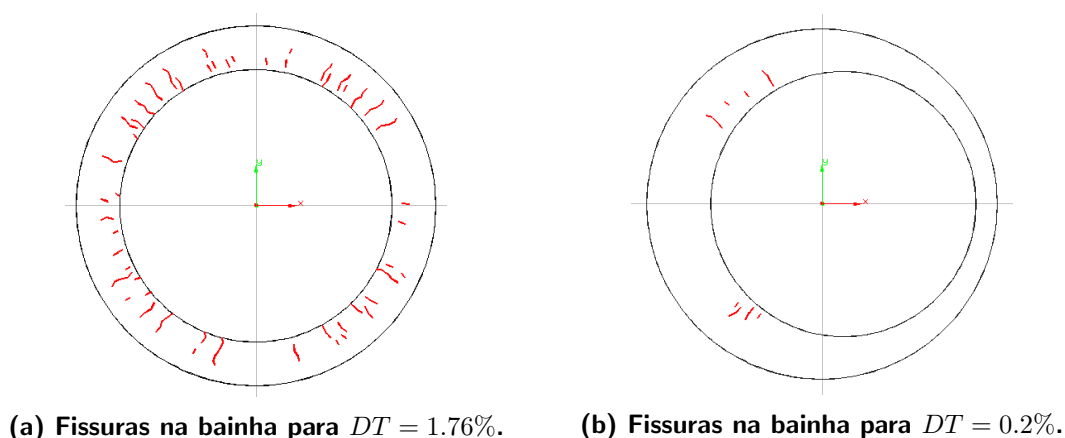
Foi executada análise de sensibilidade dos modelos para avaliação da influência de algumas das propriedades da formação e do cimento no desempenho geral do sistema. Parâmetros como a temperatura, o módulo de elasticidade e aderência, foram variados para identificar como atuam no dano provocado à bainha de cimento. Para isso, foram observadas as ocorrências de descolamento e formação de fissuras, no cimento e interfaces, nos modelos com o revestimento assentado de forma centralizada e excêntrica e, para cada um desses casos, aplicou-se as condições apresentadas na seção 6.1.2 (condições de contorno).

A variável de dano foi, então, utilizada como parâmetro de avaliação dos diversos cenários simulados.

Para facilitar a comparação, foi definida uma variável (DT) que indica a relação entre o número total de elementos do cimento passíveis de fragmentação e a quantidade dos elementos, desse material, que se apresentaram, ao final da simulação, completamente danificados - Equação 6.1 e Figura 6.17.

$$DT_{cimento}(\%) = \frac{\text{elementos danificados}}{\text{nº total de elementos}} \times 100 \quad (6.1)$$

Figura 6.17: Exemplo de localização do dano (DT) nos dois modelos no final da fase de aquecimento.

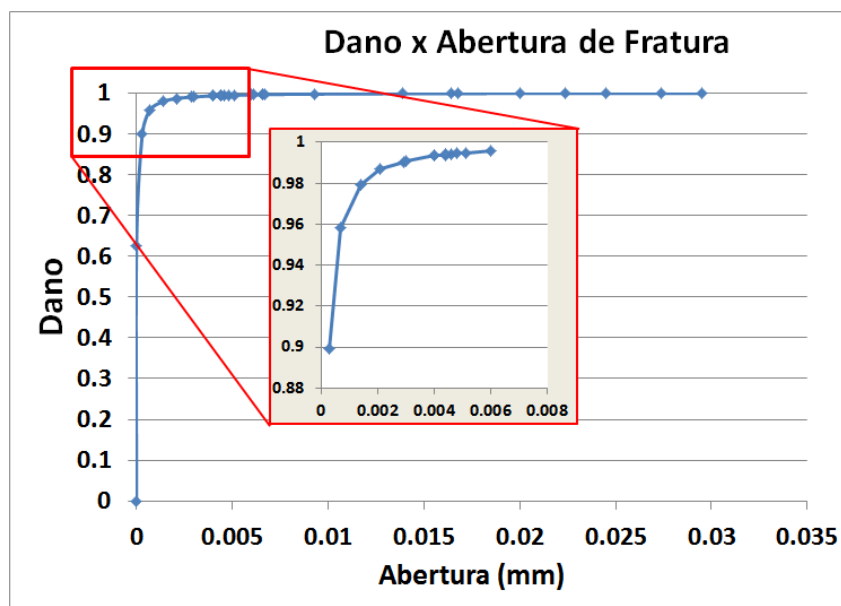


Fonte: Autor

A variação da área da bainha (expansão / contração) também foi analisada como parâmetro de comparação. Para se ter idéia da relação entre a variável de dano e o valor da

abertura das fissuras, elaborou-se o gráfico da Figura 6.18 onde nota-se que só a partir de um dano superior a 95% é que a abertura das fissuras passa a crescer expressivamente.

Figura 6.18: Gráfico da relação Dano $\times$ Abertura de fratura.

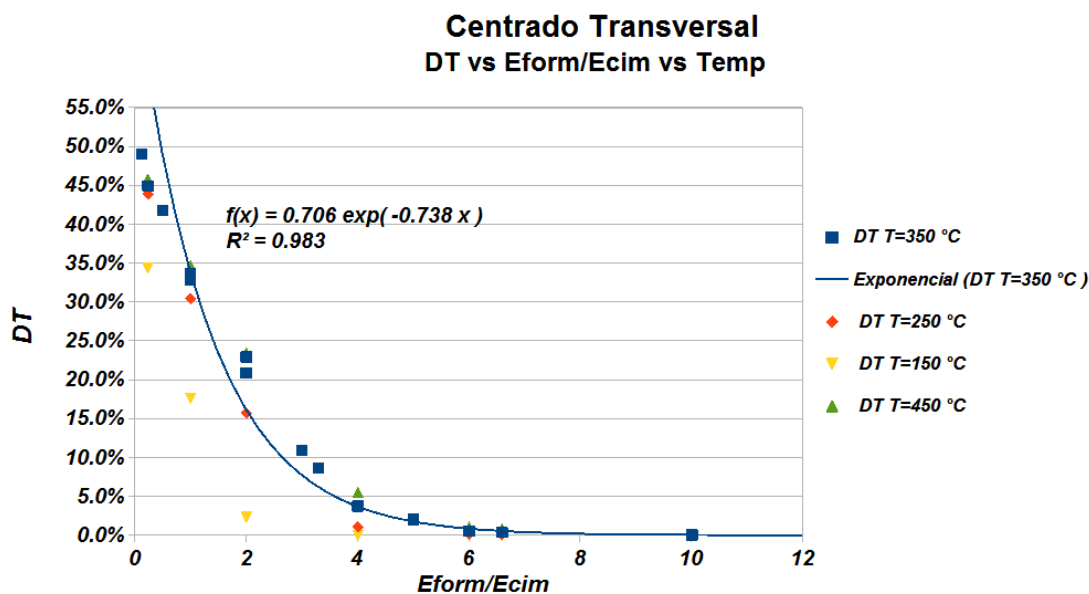


Fonte: Autor

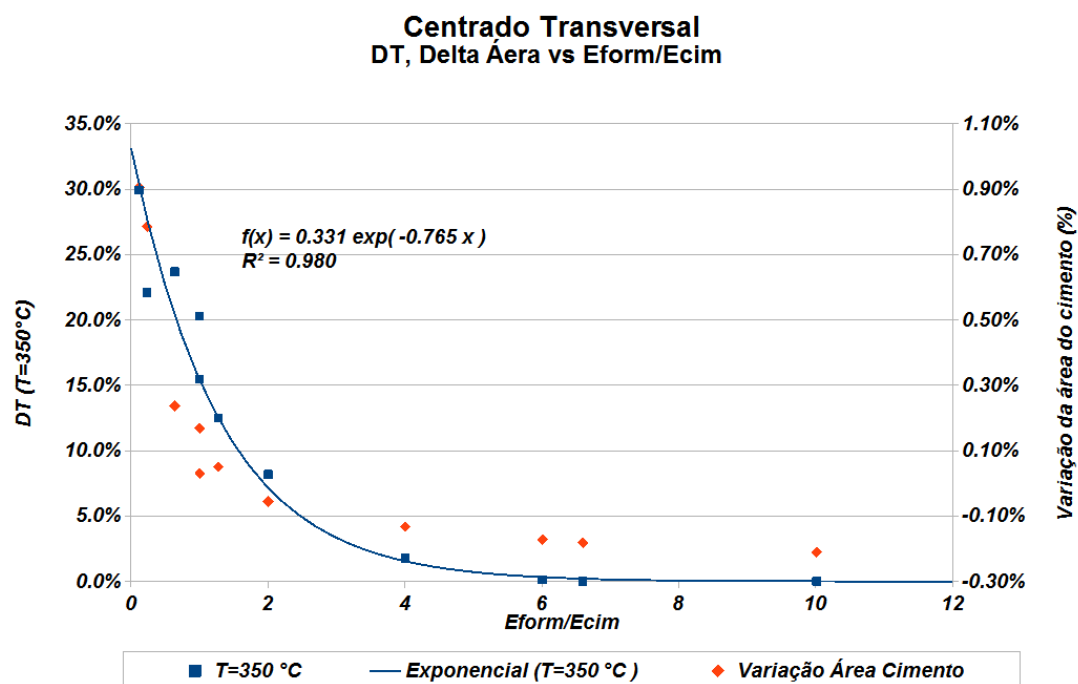
6.3.1 Fase de Aquecimento

Para essa análise, foram mantidas todas as condições da simulação inicial com exceção dos módulos de elasticidade do cimento e da formação, sendo que esses parâmetros foram estipulados aleatoriamente, dentro das faixas de valores apresentadas nas Tabelas 6.1 e 6.2.

Cada simulação, utilizando-se um par de valores dos módulos de elasticidade da formação (E_{form}) e do cimento (E_{cim}), gerou um determinado dano na bainha ao final do período de aquecimento. Os valores de DT , obtidos dessas simulações, foram plotados contra os valores da relação de E_{form}/E_{cim} . Inicialmente para várias temperaturas no modelo centralizado transversal (Figura 6.19) e, posteriormente, para 350°C nos modelos centralizado e excêntrico transversal, conforme Figuras 6.20 e 6.21. Pode-se observar, a partir dos gráficos apresentados nessas figuras, que o dano na bainha obedece crescimento exponencial, com maior incremento a partir de uma relação (E_{form}/E_{cim}) ≤ 2 .

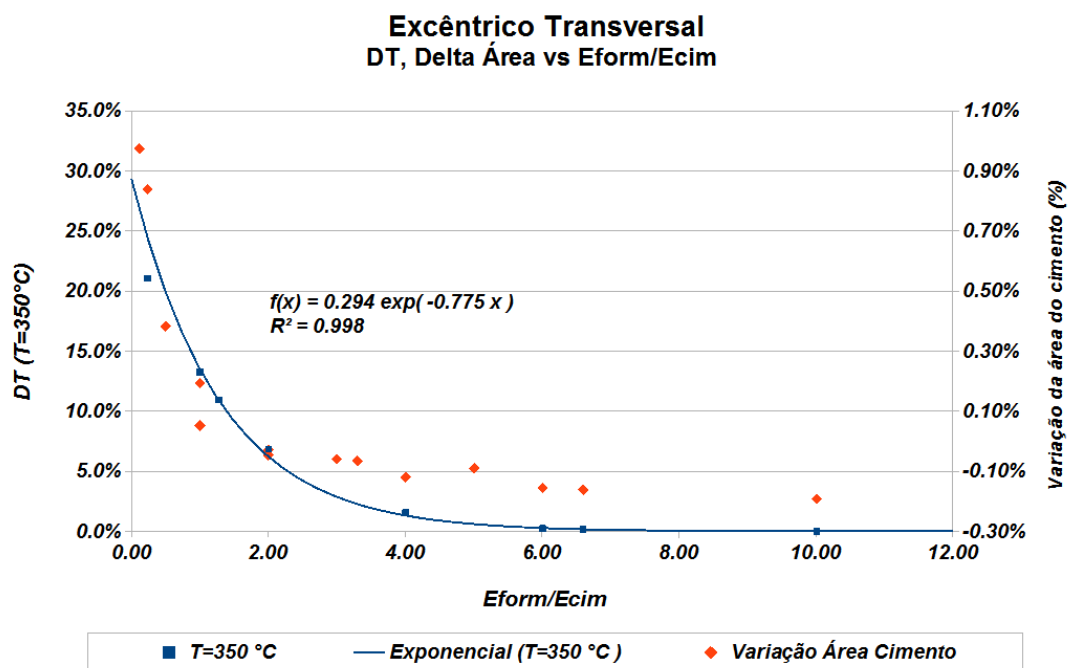
Figura 6.19: $DT \times E_{form}/E_{cim} \times Temp$ 

Fonte: Autor

Figura 6.20: Relação entre DT e a razão dos módulos de elasticidade E_{form}/E_{cim} - Modelo centralizado

Fonte: Autor

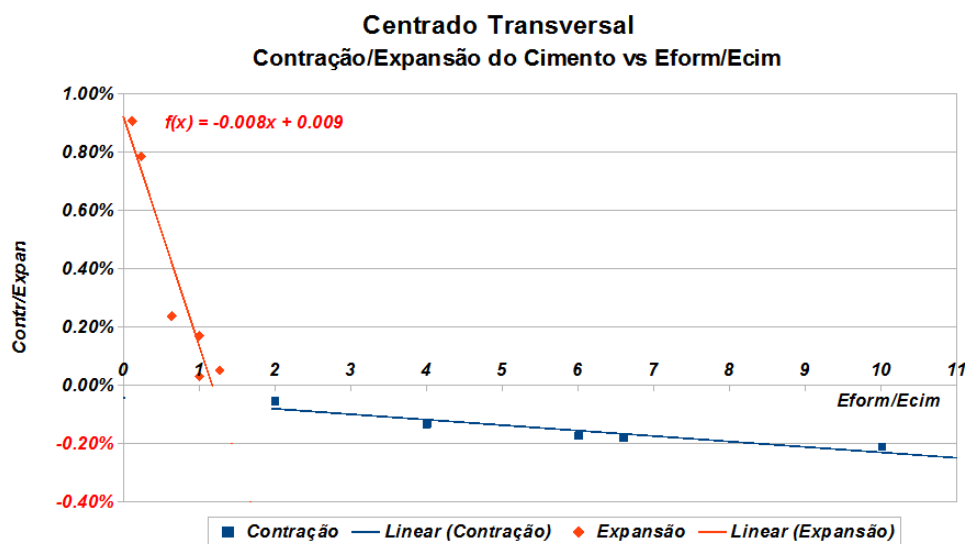
Figura 6.21: Relação entre DT e a razão dos módulos de elasticidade E_{form}/E_{cim} - Modelo excêntrico.



Fonte: Autor

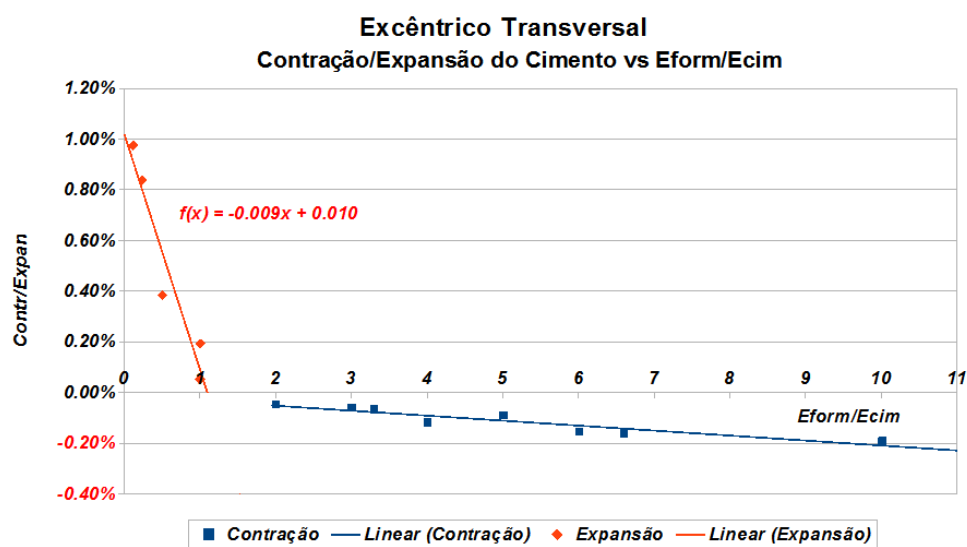
Analisando a contração e a expansão da bainha em cada caso, foram obtidos os gráficos apresentados nas Figuras 6.22 e 6.23, que indicam que a expansão ocorre para valores de E_{form}/E_{cim} abaixo de 1 - conforme era esperado.

Figura 6.22: Expansão / Contração no modelo com revestimento centralizado.



Fonte: Autor

Figura 6.23: Expansão / Contração no modelo com revestimento excêntrico.



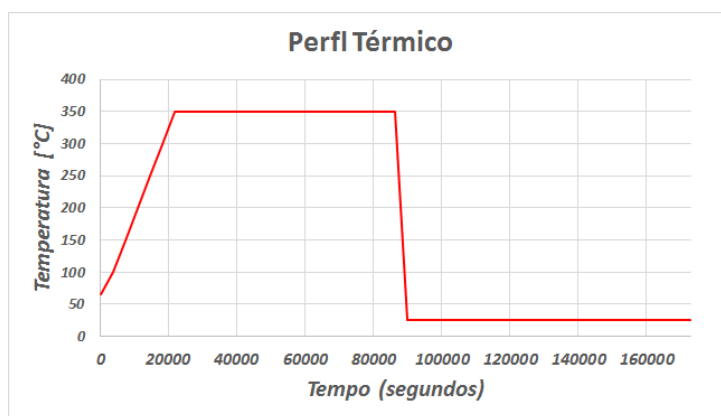
Fonte: Autor

6.3.1.1 Taxa de Aquecimento

Nesse caso foram mantidas todas as condições da simulação inicial, alterando-se apenas a taxa de variação da temperatura do modelo. Nas simulações anteriores a elevação da temperatura ocorreu de maneira imediata, conforme perfil térmico apresentado na seção 6.1.2.

O perfil de aquecimento foi, então, alterado para o que está apresentado na Figura 6.24, que eleva a temperatura do modelo numa taxa de $50^{\circ}\text{C}/h$.

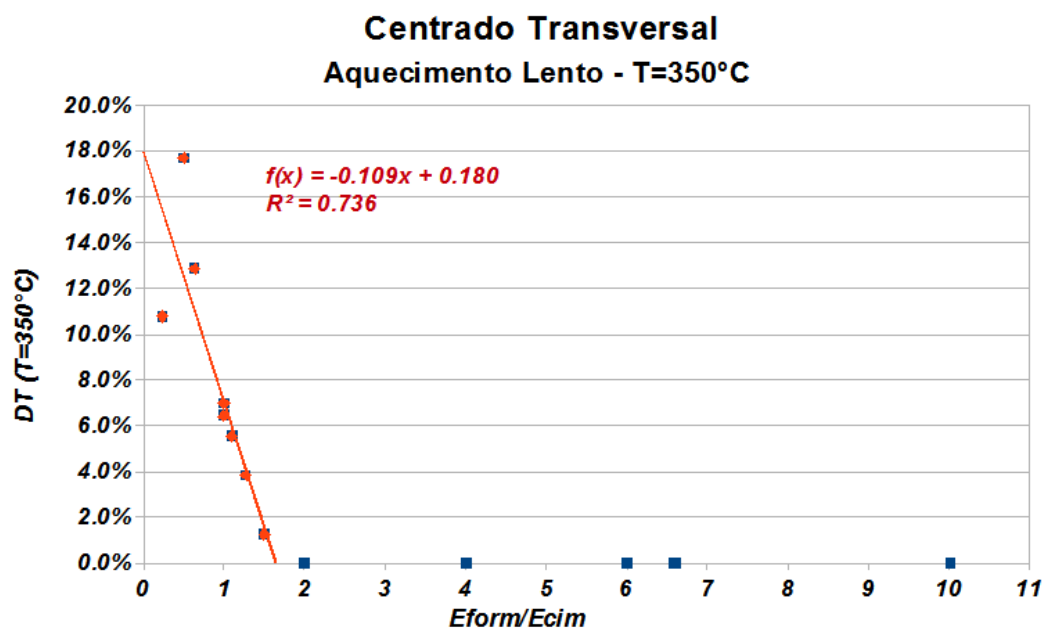
Figura 6.24: Novo perfil de variação da temperatura no interior do poço para a fase de aquecimento.



Fonte: Autor

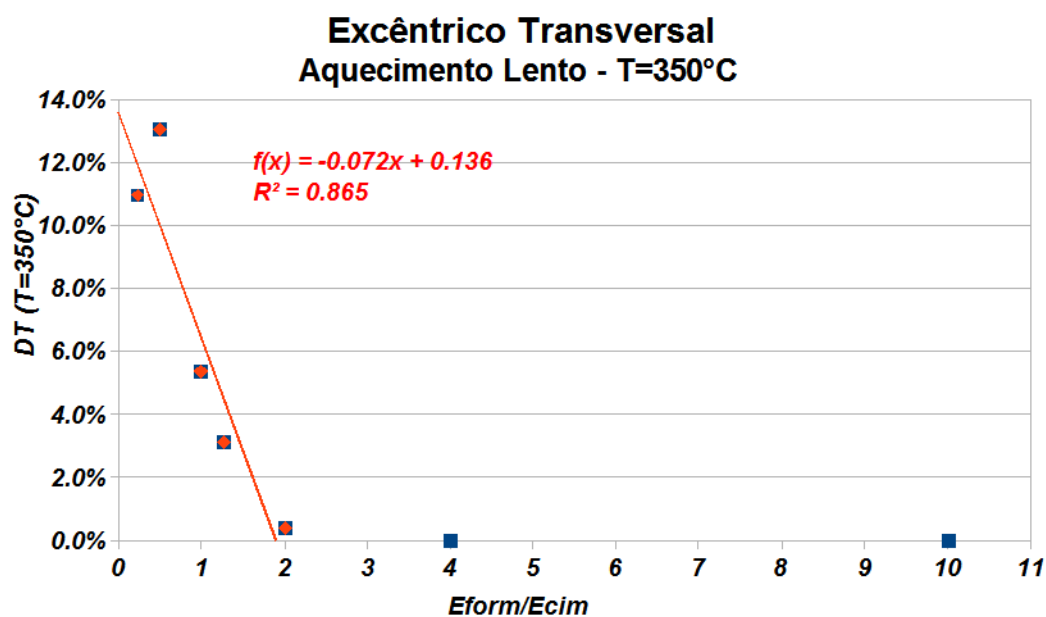
Nesse cenário não foi notada a ocorrência de dano para valores da relação de E_{form}/E_{cim} superior a dois, conforme se vê nas Figuras 6.25 e 6.26.

Figura 6.25: Relação entre DT e a razão dos módulos de elasticidade E_{form}/E_{cim} com aquecimento lento - Modelo centralizado.



Fonte: Autor

Figura 6.26: Relação entre DT e a razão dos módulos de elasticidade E_{form}/E_{cim} com aquecimento lento - Modelo excêntrico.



Fonte: Autor

A comparação das curvas de DT para os casos de aquecimento rápido e lento está mostrada nas Figuras 6.27 e 6.28. Observa-se que para uma mesma relação E_{form}/E_{cim} ocorre menor dano no aquecimento lento. O comportamento da variação da área do cimento repetiu o observado para o aquecimento rápido.

Figura 6.27: Comparação do dano DT para modelo centralizado com aquecimento rápido e lento.

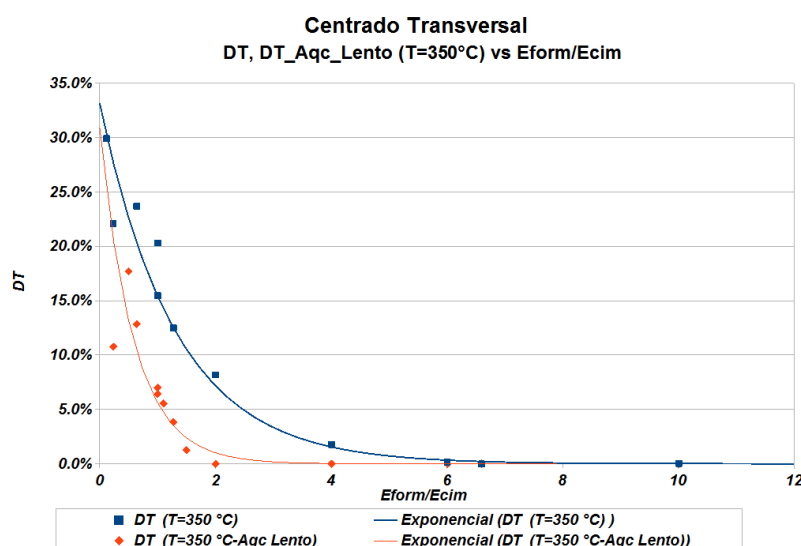
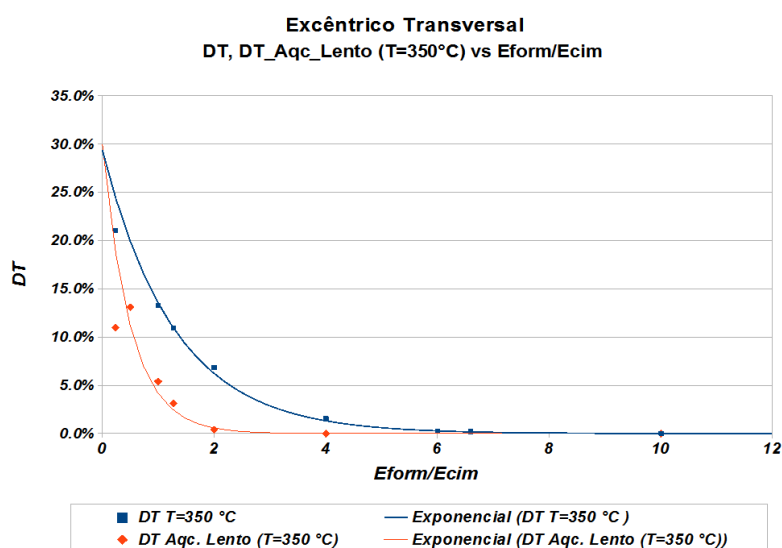


Figura 6.28: Comparação do dano DT para modelo excêntrico com aquecimento rápido e lento.

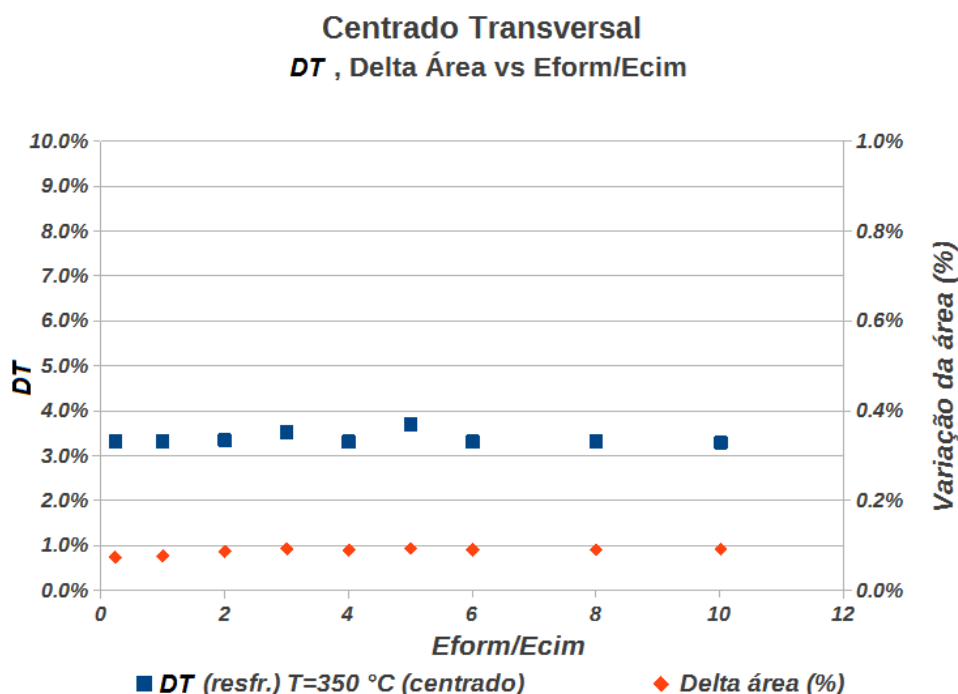


6.3.2 Fase de Resfriamento

Do mesmo modo que foi feito para o aquecimento, foram realizadas simulações para diversas relações E_{form}/E_{cim} e observada a variação da variável de dano DT obtida em cada realização na fase de resfriamento.

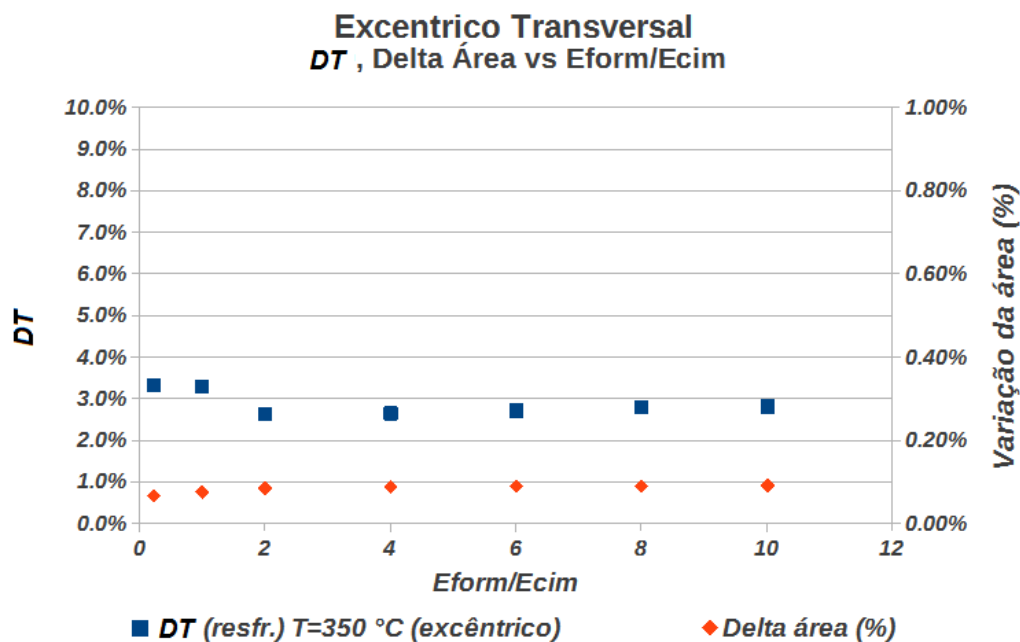
As Figuras 6.29 e 6.30 mostram a variação da área do cimento e o dano DT para os dois modelos. Nota-se que o mesmo foi praticamente constante para todas as simulações, e corresponde ao descolamento da interface interna da bainha (aço-cimento) - Figura 6.31 .

Figura 6.29: Relação entre DT e a razão dos módulos de elasticidade E_{form}/E_{cim} - Modelo centralizado - Fase de resfriamento rápido.



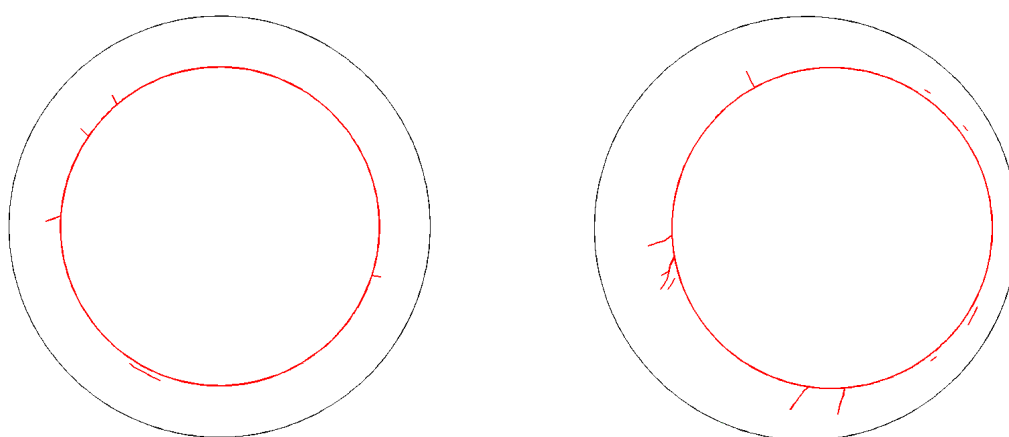
Fonte: Autor

Figura 6.30: Relação entre DT e a razão dos módulos de elasticidade E_{form}/E_{cim} - Modelo excêntrico - Fase de resfriamento rápido.



Fonte: Autor

Figura 6.31: Localização do dano (DT) nos dois modelos na fase de resfriamento.



(a) Localização do dano para $\frac{E_{form}}{E_{cim}} = 6$ - Modelo centralizado - Fase de resfriamento rápido.

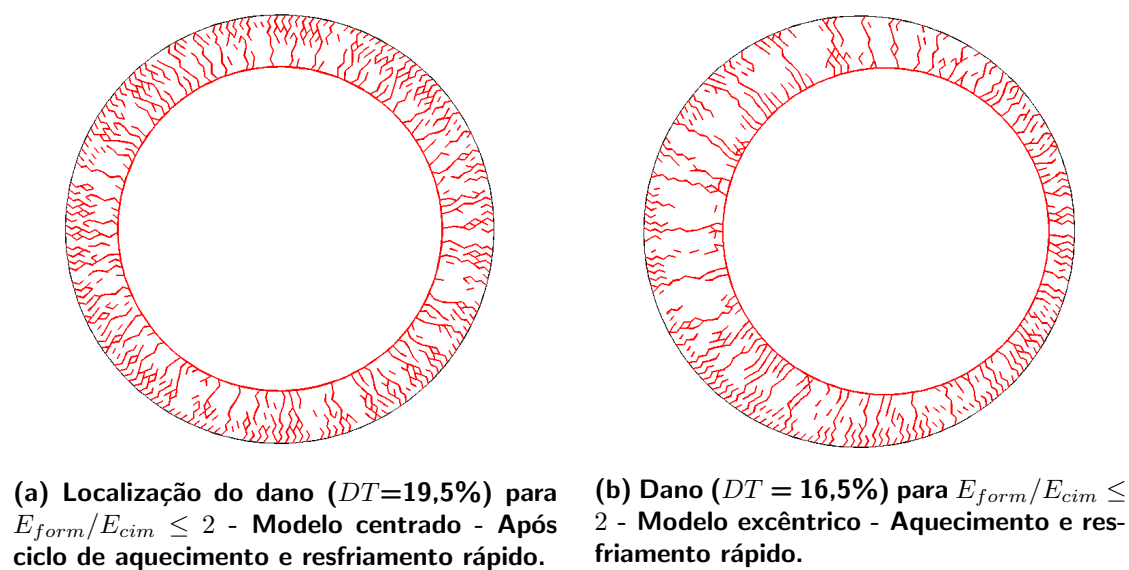
(b) Localização do dano para $\frac{E_{form}}{E_{cim}} = 6,6$ - Modelo excêntrico - Fase de resfriamento rápido

Fonte: Autor

Na análise da variação de área, foi observado que para valores de $E_{form}/E_{cim} \leq 2$, ocorreram menores valores de expansão, correspondendo ao uso de cimento com maior módulo de rigidez.

O dano total, correspondente à soma do dano (DT) no final da fase de aquecimento e de resfriamento rápido, está mostrado nas Figuras 6.32, 6.33 e 6.34, para os dois modelos.

Figura 6.32: Localização do dano (DT) para $E_{form}/E_{cim} \leq 2$ nos dois modelos.



Fonte: Autor

Figura 6.33: Dano total no modelo centralizado após ciclo de aquecimento e resfriamento rápido.

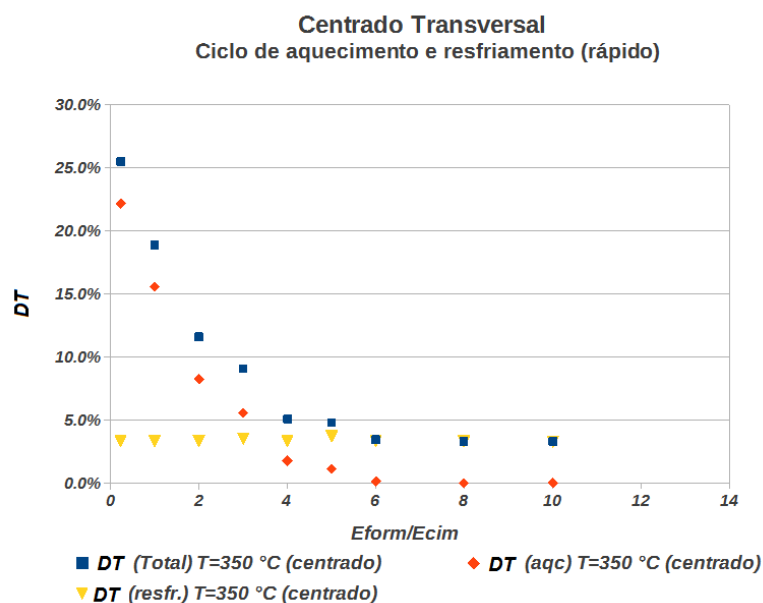
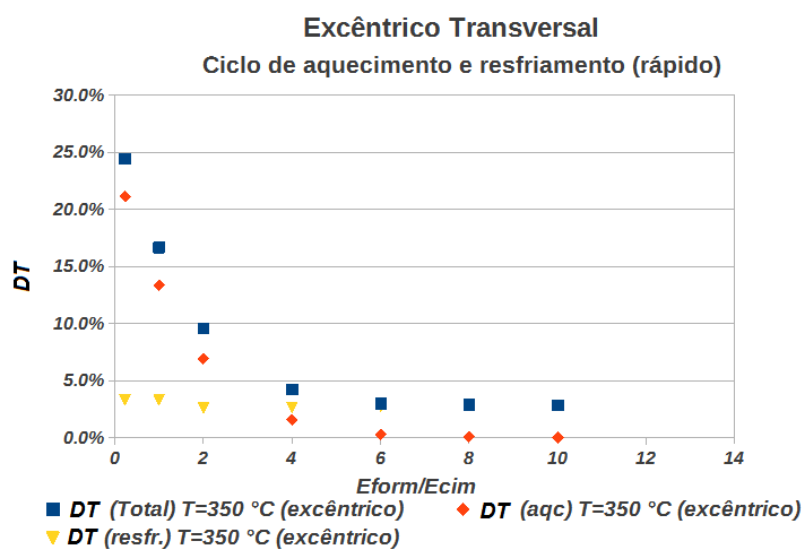


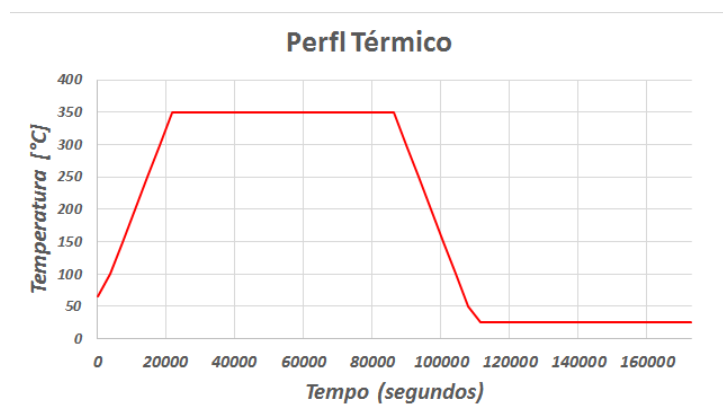
Figura 6.34: Dano total no modelo excêntrico após ciclo de aquecimento e resfriamento rápido.



6.3.2.1 Taxa de Resfriamento

Como na fase de aquecimento, aqui também só foi alterada a taxa de resfriamento do modelo, tendo sido aplicada uma taxa de resfriamento de $-50^{\circ}\text{C}/h$, conforme Figura 6.35.

Figura 6.35: Perfil de variação da temperatura no interior do poço utilizado na fase de resfriamento.

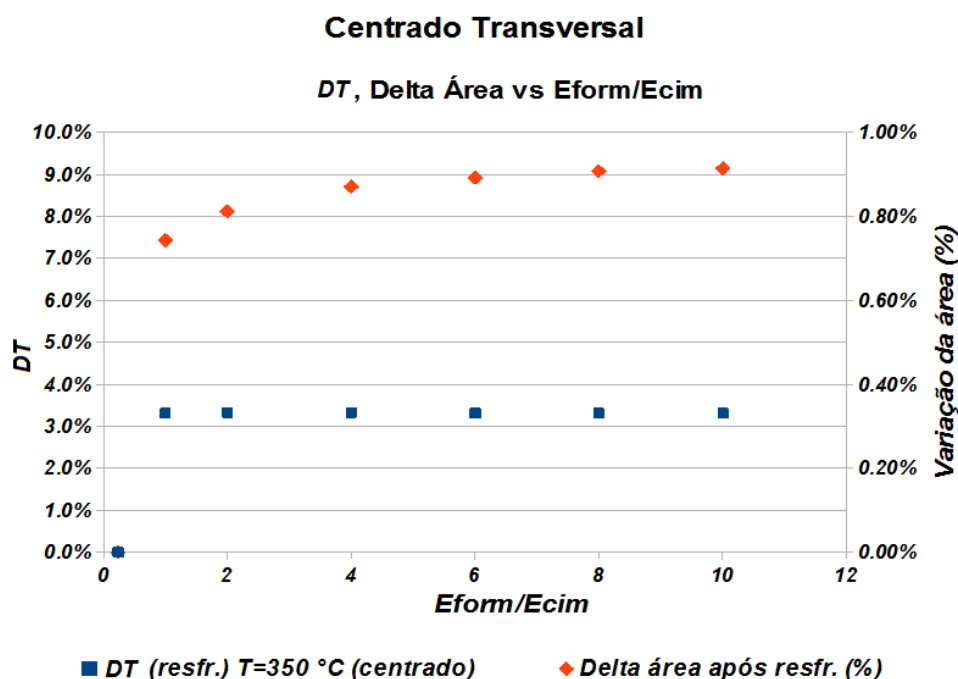


Fonte: Autor

Apesar de apresentar menores valores de dano, o modelo indicou que a redução da taxa de resfriamento não evitou a ocorrência de descolamento da interface aço-cimento na maioria das simulações (apenas uma simulação não apresentou descolamento). Esse fato sugere que o descolamento dependa mais do valor da aderência entre os materiais do que da relação E_{form}/E_{cim} , como era esperado.

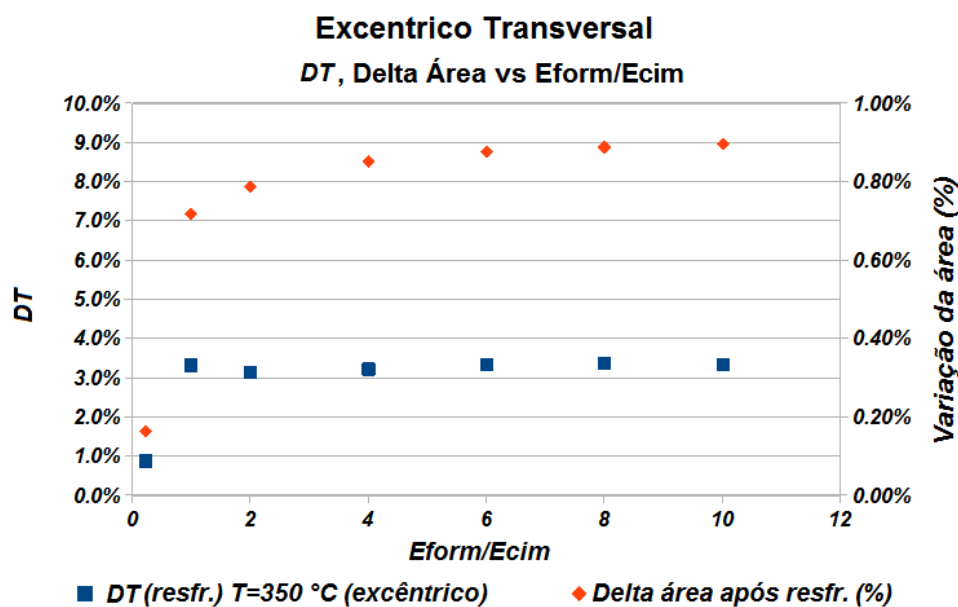
As Figuras 6.36 e 6.37 apresentam os gráficos das relações $DT \times E_{form}/E_{cim}$ para as diversas simulações efetuadas nos dois modelos com resfriamento lento.

Figura 6.36: Relação $DT \times E_{form}/E_{cim}$ e variação da área de cimento para o modelo com revestimento centralizado - Resfriamento lento.



Fonte: Autor

Figura 6.37: Relação $DT \times E_{form}/E_{cim}$ e variação da área de cimento para o modelo com revestimento excêntrico - Resfriamento lento.



Fonte: Autor

As Figuras 6.38 e 6.39 mostram o dano total, correspondente à soma do dano (DT) no final da fase de aquecimento e de resfriamento lento, para os dois modelos.

Figura 6.38: Dano total no modelo centralizado após ciclo de aquecimento e resfriamento lento.

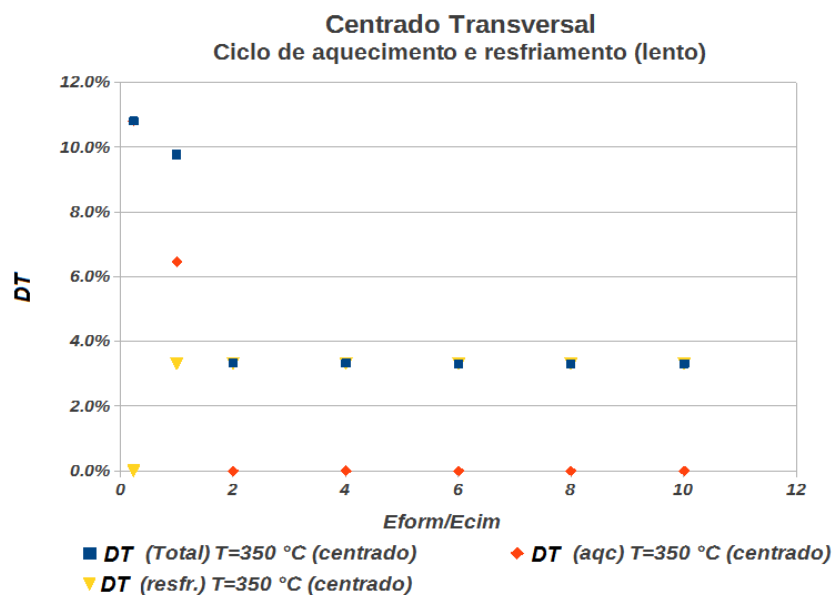
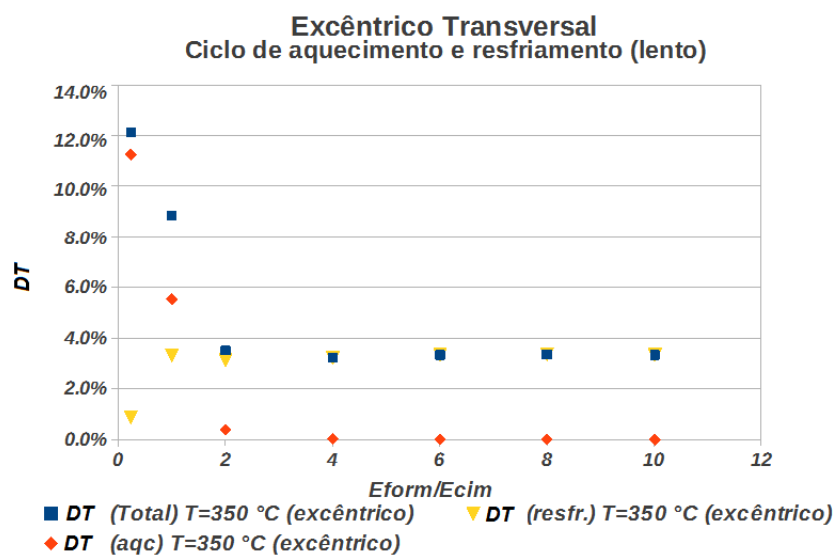


Figura 6.39: Dano total no modelo excêntrico após ciclo de aquecimento e resfriamento lento.



6.3.3 Aderência

Nas simulações aqui realizadas, a resistência à tração do cimento foi o parâmetro que controlou a aderência entre os materiais do modelo, visto que a simulação de abertura de fraturas e ocorrência de fissuras, na técnica de fragmentação de malhas, considera os limites do regime elástico à tração para representar o grau de degradação do material. Desse modo, as forças cisalhantes, ou forças de atrito, não foram consideradas, mas apenas a força exercida perpendicularmente às superfícies das interfaces. A aderência passa a ser, então, apenas a adesão entre os materiais.

Sendo assim, a resistência à tração do material constituinte das interfaces, vide seção 6.1.1 - Figura 6.7, foi o que determinou a aderência, ou adesão, entre os materiais do modelo.

Foram realizadas simulações para os dois modelos: centralizado e excêntrico, empregando resfriamento rápido e lento, para valores de E_{form}/E_{cim} igual a 1 e igual a 10, com dois valores de aderência (alto ou baixo) nas interfaces interna e externa. Todas essas condições resultaram em 32 simulações.

Vale ressaltar que foi considerada apenas a fase de resfriamento, pois o modelo acusou descolamento apenas quando houve redução da temperatura do sistema.

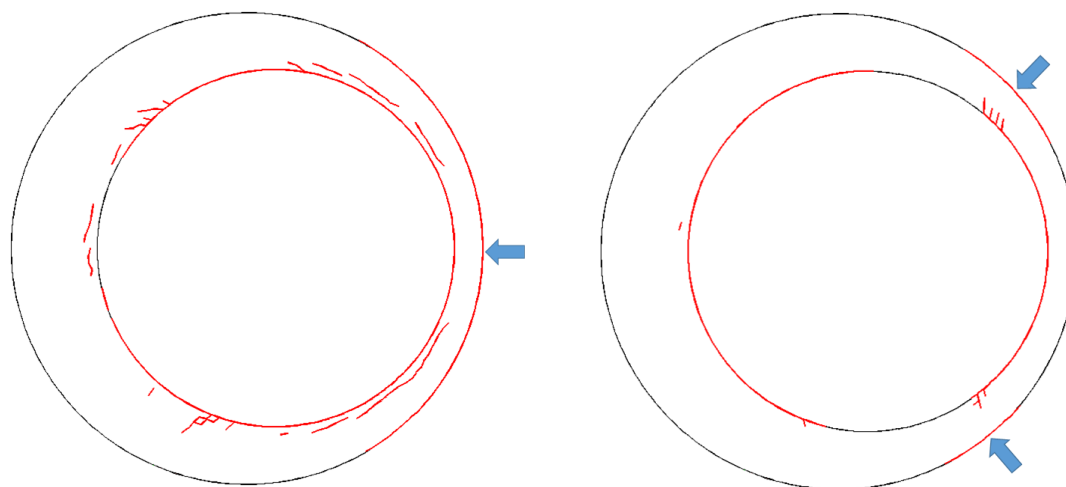
Para os valores de aderência, foram consideradas as resistências à tração do cimento apresentadas na Tabela 6.2, sendo que o maior valor registrado na tabela (2,96 MPa) foi utilizado no modelo para simular a maior aderência, e o menor valor (1,13 MPa) para simular a aderência baixa. Os demais parâmetros do modelo foram mantidos iguais aos da simulação inicial.

Os resultados mostraram que em todas das condições analisadas ocorreu descolamento nas interfaces dos materiais. Pequenas variações foram notadas em cada caso, mas sem deixar de apresentar descolamentos e fissuras com a expansão da área da bainha variando entre 0,66% e 0,93%.

Ocorrências de descolamento foram menores no contato externo (cimento-formação), tendo sido registradas apenas em dois dos casos simulados, ambas no modelo excêntrico - Figura 6.40.

Para que não ocorresse descolamento em nenhum dos contatos, foi necessário elevar

Figura 6.40: Detalhe de ocorrência de descolamento da interface externa.



(a) Ocorrência de descolamento da interface cimento-formação - condições: resfriamento lento, $\frac{E_{form}}{E_{cim}} = 10$, aderência alta no contato interno (aço-cimento) e baixa no contato externo (cimento-formação).

(b) Ocorrência de descolamento da interface cimento-formação - condições: resfriamento rápido, $\frac{E_{form}}{E_{cim}} = 10$, aderência alta no contato interno (aço-cimento) e baixa no contato externo (cimento-formação).

Fonte: Autor

o valor da resistência à tração do material de interface dos modelos em até três vezes o máximo registrado na Tabela 6.2 (ou 9,0MPa). Fazendo isso, não ocorreu descolamento, mas a resistência do cimento no interior da bainha não foi suficiente para suportar as tensões geradas pela retração do aço, ocasionando o aparecimento de fissuras concêntricas ao contato interno - Figura 6.41.

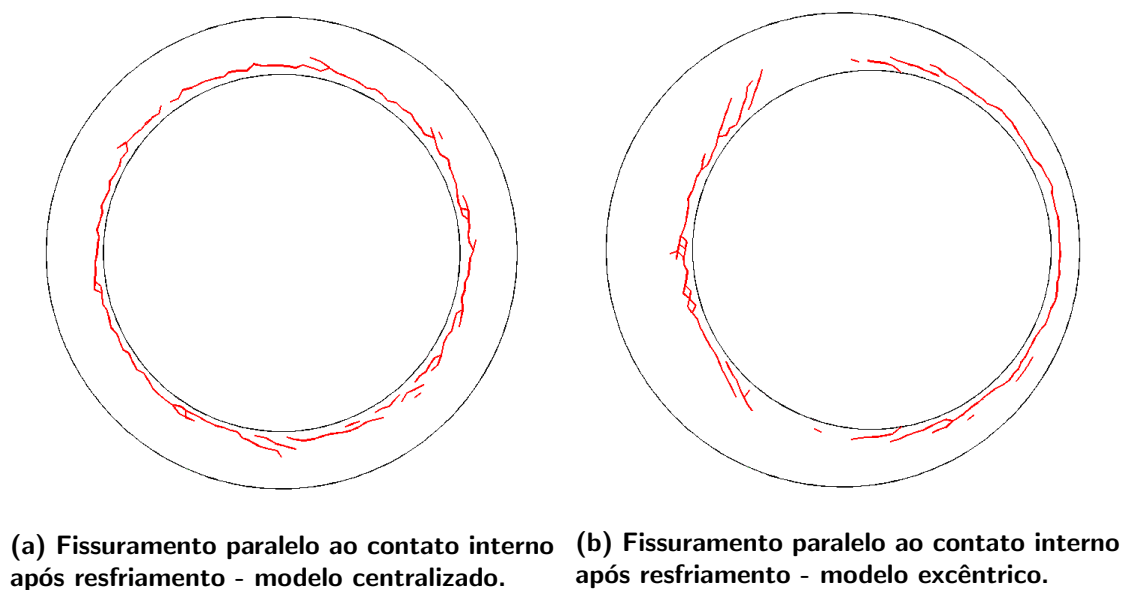
Seria possível evitar essas fissuras concêntricas elevando-se a resistência do cimento, mas isso resultaria numa menor relação E_{form}/E_{cim} , o que prejudicaria o desempenho na fase de aquecimento, uma vez que menores valores de E_{form}/E_{cim} , nessa fase, implica em maior dano na bainha.

Dessa análise, nota-se que o descolamento por falta de adesão é difícil de evitar quando ocorre resfriamento. Nas simulações realizadas, o descolamento continuou acontecendo mesmo tendo sido reduzida a taxa de resfriamento.

A redução da taxa de resfriamento, além de trazer problemas operacionais pela dificuldade de implementação, envolve custos adicionais com sonda, uma vez que implica em tempo de espera na substituição dos fluidos do interior do poço.

A grande diferença entre os coeficientes de dilatação do aço e do cimento foi a principal

Figura 6.41: Ocorrência de fissuramento no cimento após resfriamento, contatos com alta aderência (9,0MPa).



Fonte: Autor

causa dos esforços que aparecem na interface desses dois materiais.

Aqui foi considerado e analisado o que pode ocorrer num ciclo de injeção de vapor, mas a simples injeção de fluidos numa temperatura menor que a do reservatório ou o resfriamento adiabático causado pela expansão do gás durante a produção, também pode causar os mesmos efeitos.

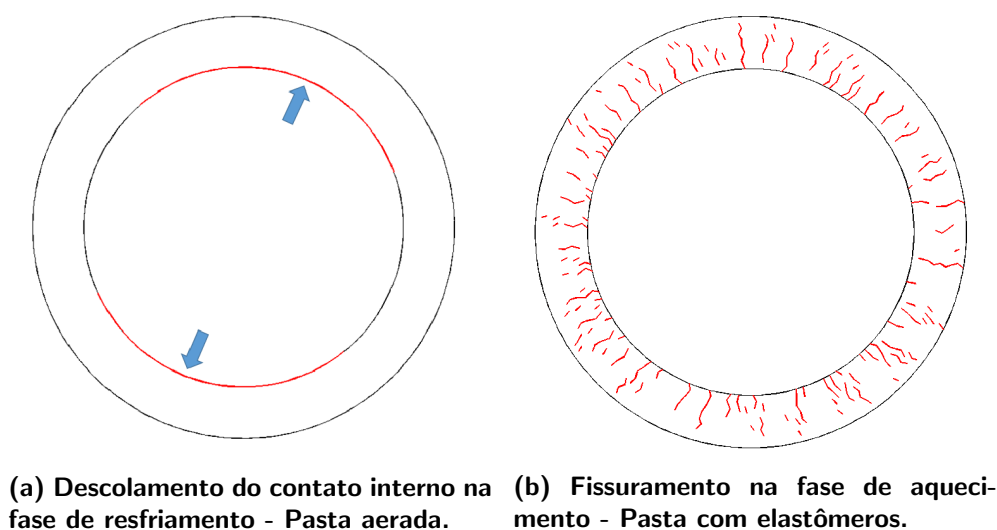
6.3.4 Análise das Pastas de Cimento

Afim de verificar o comportamento dos principais tipos de pastas utilizadas na cimentação de poços, foram efetuadas simulações utilizando-se os parâmetros apresentados na Tabela 6.2 para a pasta aerada e para a pasta com adição de elastômeros. A pasta convencional já foi tratada na análise de sensibilidade descrita na seção anterior.

O modelo indicou que a pasta aerada suportou bem a fase de aquecimento e não apresentou fissuras na bainha, mas mostrou que ocorreu descolamento no contato interno durante a fase de resfriamento.

Para a segunda pasta, com elastômeros, o modelo mostrou um comportamento oposto, com ocorrências de fissuras na fase de aquecimento e sem descolamento na fase de resfriamento - Figura 6.42.

Figura 6.42: Resultado da simulação das pastas aerada e com elastômeros no modelo centralizado com aquecimento e resfriamento rápido.



Fonte: Autor

7 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

7.1 Conclusões

7.1.1 Sobre o Emprego da Técnica

Aqui foi proposto o emprego da Técnica de Fragmentação de Malha de Elementos Finitos para analisar o comportamento da bainha de poços de petróleo submetidos à injeção de vapor. A técnica de representação das descontinuidades em meios sujeitos à fragmentação mostrou-se eficiente na simulação da formação e na propagação de fissuras no cimento ocasionadas pela carga térmica aplicada na bainha durante a injeção de vapor, uma vez que conseguiu localizar e reproduzir a geometria das fissuras conforme observado nas experimentações.

O modelo constitutivo de dano à tração mostrou-se competente na representação de fraturas e descolamentos ocasionados pela ruptura à tração do cimento, notadamente quando comparado com resultados de testes de laboratório, o que dá confiabilidade ao seu uso.

7.1.2 Sobre os Resultados

Os modelos analisados mostraram que o fissuramento / descolamento da bainha ocorrem a partir de temperaturas de 150 °C e quase instantaneamente ao início da exposição do sistema à carga térmica.

Para a pasta convencional, que conta apenas com a adição de sílica, foi possível estabelecer correlação entre o dano e a relação dos módulos de elasticidade da formação e do cimento. Foi observado que o dano cresce significativamente para baixos valores da relação E_{form}/E_{cim} . Daí, quanto menor o módulo elástico da pasta cimentante, menor será a tensão aplicada à bainha de cimento.

Das simulações realizadas, nota-se que as pastas analisadas não são resistentes o suficiente para suportar os esforços térmicos a que é submetida a bainha na injeção de vapor.

Mesmo em temperaturas inferiores à praticada pela indústria, foram observadas potenciais condições de falta de isolamento hidráulico. Operacionalmente, é desejável que a ocorrência de fissuras e descolamentos seja reduzida ao mínimo possível, uma vez que a perda de estanqueidade entre zonas pode levar a consequências desastrosas. Uma análise, através de modelagem 3D, pode melhor quantificar a influência desses danos no desempenho do poço, inclusive indicando se ocorrerá fluxo através das fissuras e se a estanqueidade do poço está ou não comprometida. Com essa abordagem, pode-se melhor estabelecer se as condições do sistema é operacional ou não.

7.2 Recomendações

Observou-se que um modo de reduzir a influência dos esforços é reduzir a taxa de aquecimento e resfriamento, prática que se mostra de difícil implementação.

Devido aos efeitos que a temperatura da injeção de vapor provoca na cimentação, deve-se evitar a exposição do revestimento à ação direta do vapor. Para isso, o uso de obturadores ("packers") posicionados o mais próximo possível dos canhoneiros, é uma boa prática.

Pastas com baixo módulo de elasticidade (elastômeros) e com adição de sílica devem ter uso intensificado em poços com grandes variações de temperatura, acima de 150°C.

7.2.1 Sugestões para Futuros Trabalhos

A ação do vapor, agindo diretamente na rocha, pode provocar dissolução de minerais e alterar as condições de estabilidade do poço. Investigar como a temperatura e a alcalinidade do condensado atua na cimentação da matriz rochosa e na bainha é o próximo passo na investigação da durabilidade de poços submetidos à injeção de vapor.

Pesquisar o uso de materiais que possam substituir o uso do aço no revestimento de poços, de modo que materiais com coeficientes de dilatação mais condizentes com os do cimento sejam empregados para evitar grandes diferenças de dilatação.

Analisar o uso da Técnica de Fragmentação de Malha para o caso de cimentação empregando pressurização do revestimento durante a fase de cura da bainha.

Utilizar modelos tridimensionais associados ao fluxo de fluidos (fluxo através da bainha

de cimento) para melhor determinar critérios operacionais.

REFERÊNCIAS

ALBAWI, A. **Influence of thermal cycling on cement sheath integrity**. Tese de PhD, NTNU - Norwegian University of Science and Technology - Petroleum Engineering and Applied Geophysics, 2013.

ALLEN, D.R. e MAYUGA, M.N. **The mechanics of compaction and rebound, Wilmington oil field, Long Beach, California, USA**. *Land subsidence: International Association of Hydrological Sciences Publication*, 89:410–423, 1969.

ANA, D.A. e GORBANESCU. **Theoretical Models in the Study of Temperature Effect on Steel Mechanical Properties**. *Bul. Inst. Polit. Iasi - LII (LVI)*, f 1-2, 2006.

ANJOS, M.A.S. **Adição do Resíduo de Biomassa da Cana-de-Açúcar em Pastas para Cimentação de Poços Petrolíferos**. Tese de PhD, Universidade Federal do Rio Grande do Norte - Centro de Ciências Exatas e da Terra, 2009.

AZIZ, K. e SETTARI, A. **Petroleum Reservoir Simulation**. Applied Science Publishers Ltd., 2001.

BECKER, H. e PETERSON, G. **Bond of cement compositions for cementing wells**. *WPC - 10123*, 1963.

BELIVEAU, D. **Heterogeneity, geostatistics, horizontal wells, and blackjack poker**. *Society of Petroleum Engineers*, 1995.

BENNION, D.B., THOMAS, F.B., e SHEPPARD, D.A. **Formation Damage Due to Mineral Alteration and Wettability Changes During Hot Water and Steam Injection in Clay-Bearing Sandstone Reservoirs**. Em *SPE Formation Damage Control Symposium*, 1992.

BESERRA, L.B.S. **Análise Hidromecânica do fraturamento hidráulico via elementos finitos com descontinuidades fortes incorporadas**. Tese de PhD, Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2015.

BIOT, M. A. **General Theory of Three Dimensional Consolidation**. *Journal Applied Physics*, 1941.

BOIS, A.P., GARNIER, A., RODOT, F., SAINT-MARC, J., e AIMARD, N. **How to Prevent Loss of Zonal Isolation Through a Comprehensive Analysis of Microannulus Formation**. *SPE - 124719*, 2011.

BOSMA, M., RAVI, K., DRIEL, W., e SCHREPPERS, G. J. **Design Approach to Sealant**

Selection for Life of the Well. *SPE* - 56536, 1999.

BROTÓNS, V., TOMÁS, R., IVORRA, S., e ALARCÓN, J.C. **Temperature Influence on the Physical and Mechanical Properties of a Porous Rock: San Julian's Calcarenite.** *Engineering Geology* 167 (2013) 117-127, 2013.

CHIN-FU, T., STEPHANSSON, O., KAUTSKY, F., e JING, L. **Coupled THM processes in geological systems and the decoalex project.** Em Ove Stephanson, editor, *Coupled Thermo-Hydro-Mechanical-Chemical Processes in Geo-Systems Fundamentals, Modelling, Experiments and Applications*, volume 2 of *Elsevier Geo-Engineering Book Series*, pags. 3 – 16. Elsevier, 2004. doi: 10.1016/S1571-9960(04)80018-1. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1571996004800181>.

CHRISTIAN, F. **A Numerical Model for Cracking of Plain Concrete Based on the Strong Discontinuity Approach.** Universitat Innsbruck, 2004.

CUISIAT, F., GUTIERREZ, M., LEWIS, R.W., e MASTERS, I. **Petroleum reservoir simulation coupling flow and deformation.** Em *European Petroleum Conference*, 1998.

D'ALMEIDA, A.R., COELHO, L.C., e BRANDÃO, R.M. **Pastas Cimentantes para Poços Injetores de Vapor.** *Relatório RETEP - Petrobras*, 2004.

De ANDRADE, J., TORSÆTER, M., OPEDAL, N., STRISZ, A., e VRALSTAD, T. **Influence of casing centralization on cement sheath integrity during thermal cycling.** *IADC/SPE Drilling Conference and Exhibition*, 2014.

DEAN, R., XIULI, G., STONE, C., e MINKOFF, S. **A comparison of techniques for coupling porous flow and geomechanics.** Em *SPE Reservoir Simulation Symposium*, 2003.

DUSSEAULT, M. B. **Geomechanical challenges in petroleum reservoir exploitation.** *Journal of Civil Eng.*, 15:669 – 678, 2011.

DUSSEAULT, M. B. e COLLINS, P.M. **Geomechanics Effects in Thermal Processes for Heavy Oil Exploitation.** *CSEG RECORDER*, 2008.

DUSSEAULT, M.B. **Coupled processes and petroleum geomechanics.** Em Ove Stephanson, editor, **Coupled Thermo-Hydro-Mechanical-Chemical Processes in Geo-Systems Fundamentals, Modelling, Experiments and Applications**, volume 2 of *Elsevier Geo-Engineering Book Series*, pags. 49 – 62. Elsevier, 2004. doi: 10.1016/S1571-9960(04)80022-3. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1571996004800223>.

ESKIN, S.G. e FRITZE, J.R. **Thermostatic Bimetals.** *ASME*, 62:433–442, 1940.

FATT, I. **The effect of overburden pressure on relative permeability.** *Petroleum Transactions, AIME*, 198:325 – 326, 1953.

FATT, I. **Pore volume compressibilities of sandstone reservoir rocks.** *Journal of Petro-*

leum Technology, 10(3):64–66, 1958.

FATT, I. e DAVIS, DH. **Reduction in permeability with overburden pressure.** *Journal of Petroleum Technology*, 4(12), 1952.

FATT, I. e DYKSTRA, H. **Relative permeability studies.** *Journal of Petroleum Technology*, 3(9):249–256, 1951.

GANG, H. e DUSSEAUULT, M. B. **Description of fluid flow around a wellbore with stress-dependent porosity and permeability.** *Petroleum Science & Engineering*, 2003.

GANG, H. e DUSSEAUULT, M.B. **Coupled analysis of sand stability in petroleum wellbores.** Em Ove Stephanson, editor, *Coupled Thermo-Hydro-Mechanical-Chemical Processes in Geo-Systems Fundamentals, Modelling, Experiments and Applications*, volume 2 of *Elsevier Geo-Engineering Book Series*, pags. 593 – 598. Elsevier, 2004. doi: 10.1016/S1571-9960(04)80104-6. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1571996004801046>.

GARDNER, G.H.F., GARDNER, L.W., e GREGORY, A.R. **Formation Velocity and Density - The Diagnostic Basics for Stratigraph Traps.** *Geophysics*, Vol. 39, No.6, pp 770-780, 1974.

GARNIER, A., SAINT-MARC, J., BOIS, A. P., e KERMANACH, Y. **A singular methodology to design cement sheath integrity exposed to steam stimulation.** *SPE/PS/CHOA*, 2008.

GENS, A., GARCÍA-MOLINA, A., ALONSO, E.E., e HUERTAS, F. **Analysis of full-scale in situ test simulating repository conditions.** *Int. J. Numer. Anal Methods Geomech.*, 22: 515 – 548, 1998.

GENS, A., GUIMARÃES, L.N., GARCÍA-MOLINA, A., e ALONSO, E.E. **Factors controlling rock-clay buffer interaction in a radioactive waste repository.** *Eng. Geol.*, 64:297 – 308, 2002.

GOODFELLOW Cambridge Limited. **Metal Properties.** Technical report, GoodFellow Cambridge Limited, 2014. URL <http://www.goodfellow.com/S/A.html>.

GRABOWSKI, E. e GILLOT, J. E. **Effect of Replacement of Silica FLOUR with Silica Fume on Engineering Properties of Oilwell Cements at Normal and Elevated Temperatures and Pressures.** *Cement and Concret Research*, 19:333 – 344, 1989.

GRAY, K.E., PODNOS, E., e BECKER, E. **Finite-Element Studies of Near-Wellbore Region During Cementing Operations: Part 1.** *SPE Drilling and Completion*, 2009.

GREENBERG, M. L. e CASTAGNA, J.P. **Shear-Wave velocity estimation in porous rocks: Theoretical formulation.** *Geophysical Prospecting*, Vol. 40, pp 195-209, 1992.

GUIMARÃES, L.N., GENS, A., e OLIVELLA, S. **Coupled Thermo-Hydro-Mechanical and**

Chemical Analysis of Expansive Clay Subjected to Heating and Hydration. *Transport in Porous Media*, 66:341–372, 2007. ISSN 0169-3913. doi: 10.1007/s11242-006-0014-z. URL <http://dx.doi.org/10.1007/s11242-006-0014-z>.

GYLLENSTEN, A., TILKE, P., AL-RAISI, M., e ALLEN, D. **Porosity heterogeneity analysis using geostatistics.** *Society of Petroleum Engineers*, 2004.

HEATHMAN, J. e BECK, F.E. **Finite element analysis couples casing and cement designs for HP/HT well in east texas.** *IADC/SPE 98869*, 2006.

HODGKINSON, D.P. **A mathematical model for hydrothermal convection around a radioactive waste depository in hard rock.** *Annals of Nuclear Energy*, 7(6):313 – 334, 1980. ISSN 0306-4549. doi: 10.1016/0306-4549(80)90019-5. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0306454980900195>.

HOLLADAY, C.H. **The Basic Effects of Steam on a Reservoir.** *SPE*, 1966.

IVERSON, B. e McMECHAN, D. **Evaluation of Mechanical Properties of Cements.** *08-293 ARMA Conference Paper*, 2008.

JOURNEL, A.G. **Geostatistics for reservoir characterization.** *Society of Petroleum Engineers*, 1990.

LAGNEAU, V., PIPART, A., e CATALLETE, H. **Reactive Transport Modelling of CO₂ Sequestration in Deep Saline Aquifers.** *Oil & Gas Science and Technology*, 60:231 – 247, 2005.

LAL, M. **Shale stability: Drilling Fluid Interaction and Shale Strength.** *SPE*, 1999.

LAVROV, A., TODOROVIC, J., e TORSÆTER, M. **Dynamics os stresses and fractures in reservoir and cap rock under production and injection.** *8th Trondheim Conference on CO₂ Transport and Storage 2015, Trondheim - SINTEF*, 2015.

LEMAITRE, J. **A Course on Damage Mechanics**, chapter **Phenomenological Aspects of Damage**, pags. 1–37. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 1992. ISBN 978-3-662-02761-5. doi: 10.1007/978-3-662-02761-5_1. URL http://dx.doi.org/10.1007/978-3-662-02761-5_1.

LEUTWYLER, K. e BIGELOW, H.L. **Temperature Effects on Subsurface Equipament in Steam Injection Systems.** *Journal of Petroleum Technology*, 1965.

LEWIS, R.W., ROBERTS, P.J., e SCHREFLER, B.A. **Finite element modelling of two-phase heat and fluid flow in deforming porous media.** *Transport in porous media*, 4:319 – 334, 1989.

MANZOLI, O.L., GAMINO, A.L., RODRIGUES, E.A., e CLARO, G.K.S. **Modeling of interfaces in two-dimensional problems using solid finite elements with high aspect ratio.** *Computers & Structures*, 94 - 95:70 – 82, 2012.

- MANZOLI, O.L., MAECO, M.A., BITENCOURT JR., L.A.G., e RODRIGUES, E.A. **On the use of finite elements with a high aspect ratio for modeling cracks in quasi-brittle materials.** *Engineering Fracture Mechanics*, 153:151 – 170, 2016.
- MENZEL, C.A. **Studies of high pressure steam curing of tamped hollow concrete block.** *American Concrete Inst.*, 32(9):51 – 64, 1935.
- MEUNIER, G., COULOMB, C., e LAILLE, J.P. **Geostatistics applied to gas reservoirs.** *Society of Petroleum Engineers*, 1989.
- MOURITS, F.M. e SETTARI, A. **A coupled reservoir and geomechanical simulation system.** *Spe Journal*, 3(3):219–226, 1998a.
- MOURITS, F.M. e SETTARI, A. **A Coupled Reservoir Geomechanical Simulation System.** *SPE*, 1998b.
- NELSON, E. B. **Well Cementing.** Elsevier, 1990.
- OLIVER, J., CERVERA, M., e MANZOLI, O. **Strong discontinuities and continuum plasticity models: the Strong discontinuity approach.** *Int. Journal of Plasticity* 15, 1999.
- OLIVER, J., HUESPE, A.E., SAMANIEGO, E., e CHAVES, E.V.W. **Continuum approach to the numerical simulation of material failure in concrete.** *Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 28:609 – 632, 2004.
- OLIVER, J., HUESPE, A.S, BLANCO, S., e LINERO, D.L. **Stability and robustness issues in numerical modeling of material failure with the strong discontinuity approach .** *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195(52):7093 – 7114, 2006. ISSN 0045-7825. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cma.2005.04.018>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0045782505003920>. Computational Modelling of Concrete.
- OLIVER, J., HUESPE, A.E., e CANTE, J.C. **An implicit/explicit integration scheme to increase computability of non-linear material and contact/friction problems .** *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 197(21 a 24):1865 – 1889, 2008a. ISSN 0045-7825. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cma.2007.11.027>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0045782507004756>.
- OLIVER, J., LINERO, D.L., HUESPE, A.E., e MANZOLI, O.L. **Two-dimensional modeling of material failure in reinforced concrete by means of a continuum strong discontinuity approach .** *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 197(5):332 – 348, 2008b. ISSN 0045-7825. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cma.2007.05.017>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S004578250700206X>. Enriched Simulation Methods and Related Topics.
- ORTIZ,M., LEROY, Y., e NEEDLEMAN, A. **A finite element method for localized failure analysis.** *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 61 189-214 - North-Holland, 1986.

- PAO, W.K.S., LEWIS, R.W., e MASTERS, I. **Afully coupled hydro-thermo-poro-mechanical model for black oil reservoir simulation.** *Int. Journal Numerical Analytical Meth. in Geomechanics*, 25:1229 – 1256, 2001.
- PETERSON, B. **Bond of Cement Compositions for Cementing Wells.** *SPE-10123*, 1963.
- RAMEY Jr, HJ. **Wellbore heat transmission.** *Journal of Petroleum Technology*, 14(4): 427–435, 1962.
- REED, M.G. **Gravel pack and formation sandstone dissolution during steam injection.** *Journal of Petroleum Tecnology*, 32(6):941–949, 1980. doi: 10.2118/8424-PA. URL <http://www.onepetro.org/mslib/servlet/onepetropreview?id=00008424>.
- RODRIGUES, E. A. **Um modelo constitutivo de dano composto para simular o comportamento de materiais quase-frageis.** Tese de PhD, Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho, UNESP, Bauru, 2011.
- ROSAS, A.J, CARVALHO, R. S., e XAVIER, J.A.D. **Engenharia de Reservatórios de Petróleo.** Interciência Petrobras, 2006.
- RUTQVIST, J., FENG, X. T., HUDSON, J., JING, L., KOBAYASHI, A., KOYAMA, T., PAN, P.Z., LEE, H.S., RINNE, M., SONNENTHAL, E., e YAMAMOTO, Y. **Multiple-Code Benchmark Simulation Study of Coupled THMC Processes in The Excavation Disturbed Zone Associated with Geological Nuclear Waste Repositories.** *Lawrence Berkeley National Laboratory*, 2006.
- SANCHEZ, M, MANZOLI, O.L., e GUIMARÃES, L. **Modeling 3-D desiccation soil crack networks using a mesh fragmentation technique.** *Computers and Geotechnics Journal Paper*, 2014.
- SEIXAS, M. G. **Modelagem hidro-mecânica do fraturamento hidráulico de rochas via elementos finitos com elementos especiais de interface.** Tese de PhD, Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2015.
- SETTARI, A. **Reservoir Compaction.** *SPE*, 2002.
- SETTARI, A., TRAN, D., e NGHIEM, L. **New Iterative Coupling Between a Reservoir Simulator and a Geomechanics Module.** *SPE*, 2004.
- SHAKIRAH, S. **A New Approach for Optimizing Cement Design to Eliminate Micro-annulus in Steam Injection Wells.** *IPTC-12407-MS - SPE*, 2008.
- SHRYOCK, S. H. e CATER, G. **Cementing Steam Injection Wells in California.** *36th Ann. SPE of Aime Reg. Mtg*, 1965.
- SHUNDE, Y., DUSSEAU, M.B., e ROTHENBURG, L. **Coupled THMC modeling of CO2 injection by finite element methods.** *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 80(1):53 – 60, 2011. ISSN 0920-4105. doi: 10.1016/j.petrol.2011.10.008. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S092041051100008>.

[//www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0920410511002361](http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0920410511002361).

STILES, D. **Effects of long-term exposure to ultrahigh temperature on the mechanical parameters of cement**. *IADC/SPE 98896*, 2006.

TAHMOURPOUR, F. e GRIFFITH, J. E. **Use of finite element analysis to engineer the cement sheath for production operations**. *Canadian Institute of Mining, Metallurgy & Petroleum*, 2004.

TERZAGHI, K. **Theoretical soil mechanics**. John Wiley and Sons, Inc., 1945.

THIERCELIN, M.J., DARGAUD, B., BARET, J.F., e RODRIGUEZ, W.J. **Cement design based on cement mechanical response**. *SPE drilling & completion*, 13(4):266–273, 1997.

THOMAS, L.K., CHIN, L.Y., PIERSON, R.G., e SYLTE, J.E. Coupled geomechanics and reservoir simulation. *SPE Journal*, 8(4):350–358, 2003.

TIMOSHENKO, S. **Analysis of Bi-Metal Thermostats**. *J. Opt. Soc. Am.*, 11(3):233–255, 1925.

TOMLINA, E.M., CHOUGNET-SIRAPIN, A., e ABOUTOURKIA, W. **New thermally responsive cement for heavy oil wells**. *SPE 157892*, 2012.

TONN, R. **Depth conversion and seismic lithology inversion of a McMurray oil sands reservoir**. *Canada Society of Exploration Geophysicists*, 35, 2010.

WALTERS, D. e SETTARI, A. **Advances in coupled geomechanical and reservoir modeling with applications to reservoir compaction**. *Spe Journal*, 6(3):334–342, 2001.

WALTERS, D. A. e SETTARI, A. **Advances in Coupled Geomechanical and Reservoir Modeling With Applications to Reservoir Compaction**. *SPE*, 1999a.

WALTERS, D. A. e SETTARI, A. **Advances in Coupled Geomechanical and Reservoir Modeling With Applications to Reservoir Compaction**. *SPE*, 1999b.

WALTERS, D.A. e SETTARI, A. **Poroelastic Effects of Cyclic Steam Stimulation in the Cold Lake Reservoir**. *SPE*, 2000.

WATANABE, N., WANG, W., McDERMOTT, C.I., TANIGUCHI, T., e KOLDITZ, O. **Uncertainty analysis of thermo-hydro-mechanical coupled processes in heterogeneous porous media**. *Computational Mechanics*, 45:263–280, 2010. ISSN 0178-7675. doi: 10.1007/s00466-009-0445-9. URL <http://dx.doi.org/10.1007/s00466-009-0445-9>.

WINKLER, B. **Tese de PhD**. Tese de PhD, University of Innsbruck, 2001.

XIAO, G., ZHIMIN, D., LANG, L., XINGGUO, Z., e JIN, H. **Effect of Formation Damage to Production Performance in Heavy-Oil Reservoir via Steam Injection After Waterflooding**. *Petroleum Society - Canadian Heavy Oil Association*, 2005.

- XU, X.P. e NEEDLEMAN, A. **Numerical simulations of fast crack growth in brittle solids.** *J.Mech. Phys. Solids*, Vol. 42, No 9, pp. 1397-1434, 1994.
- YARLONG, W. e DUSSEAUULT, M.B. **A coupled conductive-convective thermo-poroelastic solution and implications for wellbore stability.** *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 38(3 - 4):187 – 198, 2003. ISSN 0920-4105. doi: 10.1016/S0920-4105(03)00032-9. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0920410503000329>.
- YERKES, R.F. e CASTLE, R.O. **Surface deformation associated with oil and gas field operations in the United States.** *Land subsidence*, 1:55–64, 1969.
- YIN, S., DUSSEAUULT, M. B., e ROTHENBURG, L. **Discrete element modeling of stress and strain evolution within and outside a depleting reservoir.** *Pure appl. geophys.*, 163: 1131 – 1151, 2006a.
- YIN, S., DUSSEAUULT, M.B., e ROTHENBURG, L. **Multifase poroelastic modeling in semi-space for deformable reservoir.** *Journal of petroleum Sci. and Eng.*, 2006b.
- ZOBACK, M.D., ROSS, H., e LUCIER, A. **Geomechanics and CO2 sequestration.** *GCEP Technical Report 2006*, 2006.

Anexo A - FORMULAÇÃO PARA O PROBLEMA THM

Equações governantes

As equações governantes para o problema THM foram categorizadas em três grupos (adaptado de GENS, A. et al. (1998 2002)):

- Equações de balanço;
- Relações de equilíbrio e
- Equações Constitutivas

Balanço de massa para a fase sólida

A variação da porosidade é definida a partir da equação de conservação de massa do sólido, em função da sua velocidade de deslocamento:

$$\frac{\partial}{\partial t}[(1 - \phi)\rho_s] + \nabla \cdot [(1 - \phi)\rho_s \dot{\mathbf{u}}] = 0 \quad (\text{A.1})$$

onde ρ_s é a densidade da fase sólida, ϕ a porosidade do meio e $\dot{\mathbf{u}}$ é a velocidade de deslocamento do sólido. Aplicando a derivada material na Equação A.1 e considerando que:

$$\nabla \cdot \dot{\mathbf{u}} = \dot{\epsilon}_v \quad (\text{A.2})$$

onde $\dot{\epsilon}_v$ é a deformação volumétrica do meio poroso, obtém-se uma expressão para a variação da porosidade, conforme a seguir:

$$(1 - \phi) \frac{D\rho_s}{Dt} = \rho_s \frac{D\phi}{Dt} \quad (1 - \phi) \rho_s \dot{\epsilon}_v = 0 \quad (\text{A.3})$$

Considerando a fase sólida como incompressível e retirando da equação a densidade do sólido (ρ_s), teremos a equação da variação da porosidade em função da deformação volumétrica igual a:

$$\frac{D\phi}{Dt} = (1 - \phi) \dot{\epsilon}_v \quad (\text{A.4})$$

Balanço de massa do fluido

Para um meio poroso saturado, a equação da conservação de massa da fase fluida é dada por:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\phi \rho_l) + \nabla \cdot (\rho_f \mathbf{q} + \phi \rho_f \dot{\mathbf{u}}) = 0 \quad (\text{A.5})$$

onde ρ_f é a densidade do fluido e $\mathbf{q}$ é o fluxo de Darcy.

Aplicando-se a derivada material, a Equação A.5 pode ser reescrita como:

$$\phi \frac{D\rho_f}{Dt} + \rho_f \frac{D\phi}{Dt} + \nabla \cdot (\rho_f \mathbf{q}) + \phi \rho_f \dot{\epsilon}_v = 0 \quad (\text{A.6})$$

Substituindo-se a equação A.4 na A.6, obtém-se:

$$\phi \frac{D\rho_f}{Dt} + \rho_f \dot{\epsilon}_v + \nabla \cdot (\rho_f \mathbf{q}) = 0 \quad (\text{A.7})$$

Balanco de energia interna do meio

A equação para o balanço da energia interna no meio poroso é estabelecida levando-se em consideração a energia interna de cada fase (E_s, E_f) :

$$\frac{\partial}{\partial t} [(1 - \phi) \rho_s E_s + \phi \rho_f E_f] + \nabla \cdot (\mathbf{i}_c + \mathbf{j}_{E_s} + \mathbf{j}_{E_f}) = f^E \quad (\text{A.8})$$

A energia interna é considerada no termo de acumulação. O fluxo condutivo de calor é um fluxo não advectivo que se soma aos fluxos advectivos de calor para cada uma das fases. O termo de fonte/sumidouro f^E é devido a produção ou perda de energia interna.

Equilíbrio de tensões

O balanço do momento se reduz ao equilíbrio das tensões quando os termos de inércia forem desprezados.

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{b} = 0 \quad (\text{A.9})$$

Esta equação provém da equação de balanço de momento linear do meio poroso. Onde $\boldsymbol{\sigma}$ representa o tensor de tensões e $\mathbf{b}$ as forças de corpo .

Como no meio poroso saturado parte das tensões totais ($\boldsymbol{\sigma}$) é equilibrada pela pressão do fluido (p), o tensor de tensões efetivas definido por TERZAGHI, K. (1945) fica caracterizado por:

$$\boldsymbol{\sigma}' = \boldsymbol{\sigma} - p\mathbf{I} \quad (\text{A.10})$$

onde $\boldsymbol{\sigma}$ representa o tensor de tensões totais, $\boldsymbol{\sigma}'$, o tensor de tensões efetivas, p , a pressão exercida pelo fluido contido nos poros e $\mathbf{I}$ é o tensor unitário de segunda ordem.

Considerando, na Equação A.10, a teoria desenvolvida por BIOT, M. A. (1941), inclui-se o coeficiente α , que considera a condição de compressibilidade dos grãos da rocha, e a expressão da tensão efetiva fica definida da seguinte forma:

$$\boldsymbol{\sigma}' = \boldsymbol{\sigma} - \alpha p\mathbf{I} \quad (\text{A.11})$$

sendo que α está relacionado com a compressibilidade do meio da seguinte maneira:

$$\alpha = 1 - \frac{k_t}{k_s} \quad (\text{A.12})$$

onde, k_t e k_s são os módulos de rigidez volumétrica do meio poroso e dos grãos da rocha, respectivamente.

A fim de considerar os efeitos térmicos, a relação A.11 deve ser modificada com a inclusão da parcela referente à termoelasticidade linear:

$$\boldsymbol{\sigma}' = \boldsymbol{\sigma} - \alpha p \mathbf{I} - 3\alpha_t k_t \Delta T \mathbf{I} \quad (\text{A.13})$$

onde k_t é o módulo de rigidez volumétrica do meio poroso, α_t é o coeficiente de expansão térmica e ΔT representa a variação térmica a que o corpo está submetido.

Considerando o modelo constitutivo de dano, apresentado no Capítulo 3, a relação tensão-deformação toma a seguinte forma:

$$\boldsymbol{\sigma}' = (1 - d) \mathbf{C} : \boldsymbol{\epsilon}_s \quad (\text{A.14})$$

onde $\mathbf{C}$ é o tensor de rigidez e d é a variável de dano.

Equações constitutivas

Combinado com a formulação acima, existe um conjunto de leis constitutivas que devem ser incorporadas à formulação geral para estabelecer relações entre as variáveis independentes (incógnitas) e as variáveis dependentes. A tabela A.1 mostra essas equações e as variáveis que tratam.

Tabela A.1: Equações constitutivas e Restrições de equilíbrio

EQUAÇÕES CONSTITUTIVAS		
Equação	Nome da Variável	Variável
Lei de Fourier	Fluxo condutivo de calor	i_c
Lei de Darcy	Fluxo advectivo de líquido	q
Modelo Constitutivo Mecânico	Tensor de tensões	σ
Densidade da Fase	Densidade	ρ

Fonte: Adaptado do Manual do Code-Bright

O objetivo final é resolver o problema a partir de suas equações governantes. Assim, as variáveis dependentes deverão ser, de alguma forma, relacionadas com as incógnitas (deslocamento/deformação, pressão e temperatura). A Tabela A.2 resume as relações fornecidas.

Tabela A.2: Relações variáveis dependentes $\times$ incógnitas

EQUAÇÃO	RELAÇÃO
Balanço de massa da fase sólida (Equação A.4)	porosidade $\times$ deformação
Balanço de massa da fase líquida (Equação A.7)	porosidade $\times$ densidade $\times$ deformação
Balanço de energia (Equação A.8)	temperatura $\times$ densidade $\times$ fluxo de calor
Equilíbrio mecânico (Equação A.11)	tensão efetiva $\times$ pressão de fluido
Equilíbrio mecânico (Equação A.14)	tensão efetiva $\times$ deformação
Lei de Darcy	fluxo de fluido $\times$ gradiente de pressão
Lei de Fourier	fluxo de calor $\times$ gradiente de temperatura

Fonte: Adaptado do Manual do Code-Bright

Índice Remissivo

- Acoplamento
 - THMC, 19
- Cimentação
 - BWOC, 25
 - ITZ - *Interfacial Transition Zone* , 66
 - Retrogressão, 25
- Conclusões, 127
- Contexto Científico
 - Acoplamento de Processos, 27
 - Cimentação, 25
 - Injeção de Vapor, 32
- Estrutura do Trabalho, 36
- Incrustação
 - scale*, 22
- Injeção de Vapor
 - Considerações, 23
- Injeção de Vapor
 - Steamflood*, 21
 - THEOR, 29
- Introdução
 - Injeção de Vapor
 - CSS, 21
 - SAGD, 21
 - Método Numérico
 - Diferenças Finitas, 20
 - Elementos Finitos, 20
 - Volumes Finitos, 20
 - Pressão de Poros, 21
 - Transporte Reativo de Massa, 20
- Métodos Térmicos
 - Combustão *in-situ*, 32
 - CSS, 30
 - Eletromagnetismo, 32
 - Malha de injeção, 30
 - SAGD, 31
 - Steamflood, 30
 - Tempo de Soaking, 30
- Materiais
 - Cimento, 64
 - Pasta, 72
 - Formação, 73
 - Introdução, 61
 - Revestimento, 61
- Metodologia, 34
- Modelagem
 - Aderência, 123
 - Análise de Sensibilidade, 108
 - Análise de Sensibilidade
 - Aquecimento, 109
 - Resfriamento, 116
 - Condições de Contorno, 101
 - Fases, 97
 - Introdução, 95
 - Modelo Numérico, 98
 - Pastas de Cimento, 126
 - Propriedade dos Materiais, 98
- Resultados
 - Simulação Inicial, 101
- Modelo de Dano
 - Algoritmo IMPL-EX, 55
 - Conceitos, 47
 - Critério de Degradação, 49
 - Dano à Tração, 53
 - Equivalência de Deformações, 48
 - Evolução do Dano, 51
 - Introdução, 46
 - Passo de Tempo, 59
- Motivação, 33
- Objetivo, 34
- Propriedades da Rocha
 - Permeabilidade, 21
 - Porosidade, 21
- Recomendações, 128
- Recuperação Avançada
 - EOR, 21
 - THEOR, 29
- Sugestões, 128

Validação da Técnica	
Comparação, 89	
Experimento da NTNU, 86	
Experimentos, 78	
Painel em L, 79	
Painel em L	
Resultados, 81	
Resultados	
Code-Bright, 92	
Tira Bimetálica, 82	
Tira Bimetálica	
Raio de Curvatura, 83	
Resultados, 85	