



Universidade Federal da Paraíba
Centro de Tecnologia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Mecânica
Mestrado-Doutorado



MODELAGEM NUMÉRICA DA INTERFACE TUBULAÇÃO/REVESTIMENTO EM POÇOS DE PETRÓLEO

por

José Felix da Silva Neto

*Dissertação de mestrado apresentada à Universidade Federal da
Paraíba para obtenção do grau de mestre*

JOSÉ FELIX DA SILVA NETO

**MODELAGEM NUMÉRICA DA INTERFACE
TUBULAÇÃO/REVESTIMENTO EM POÇOS DE
PETRÓLEO**

Dissertação apresentada ao curso de
Pós-Graduação em Engenharia
Mecânica na Universidade Federal da
Paraíba, em cumprimento às exigências
para obtenção do grau de mestre.

Orientador: Profº Dr. Silvio Romero de Barros

S586m Silva Neto, José Felix da.

*Modelagem numérica da interface
tubulação/revestimento em poços de petróleo / José
Felix da Silva Neto.-- João Pessoa, 2012.*

72f. .

Orientador: Silvio Romero de Barros

Dissertação (Mestrado) - UFPB/CT

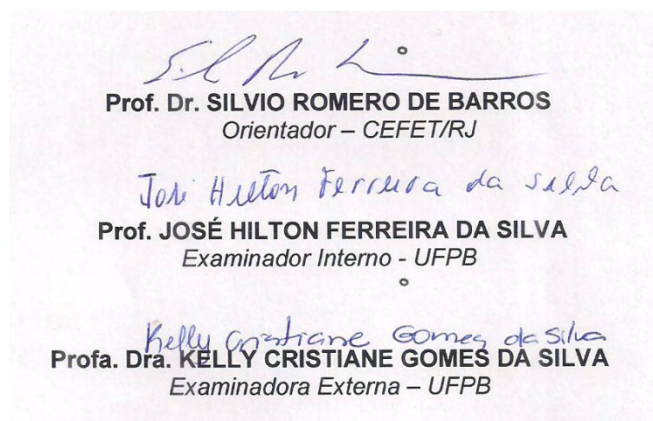
**MODELAGEM NUMÉRICA DA INTERFACE TUBULAÇÃO/REVESTIMENTO
EM POÇOS DE PETRÓLEO**

por

José Felix da Silva Neto

Dissertação aprovada em 13 de agosto de 2012

Período letivo 2012.1



DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho aos meus pais Joseildo de Araújo Martins e Dalva Maria Silva Martins por todo incentivo, apoio e carinho incondicionais.

Dedico também à toda minha família, em especial ao meu irmão Kelcio Martins da Silva.

Por último, mas não menos especial, dedico este trabalho à minha namorada, Daiane Medeiros da Silva, por todo amor, apoio e ajuda em toda minha jornada.

AGRADECIMENTOS

À Deus, sempre presente em minha vida e na daqueles que me rodeiam, nos abençoando e nos guiando pelos caminhos da vida.

Ao professor Silvio Romero de Barros, pelos conhecimentos compartilhados e pela amizade construída nesses anos de trabalho.

À professora Kelly Gomes pelo apoio, pela ajuda e pela amizade durante todo o trabalho.

Ao CNPq pelo apoio financeiro.

À todos os professores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, que contribuíram para minha formação acadêmica e me auxiliaram com seus valiosos conhecimentos.

Aos funcionários do LSR/UFPB André Rômulo e Ieverton Caiandre que, sempre solícitos, contribuíram com a evolução deste trabalho.

Aos meus colegas de curso que contribuíram direta ou indiretamente com esse trabalho: Elisângela, Valdenor, Fabrício, João Dellonx, Jaqueline, Fernando, Rafael Caluête, Gildo, Adiana e Roneles.

À minha amiga e colaboradora da iniciação científica Walquíria Galdino.

Aos meus grandes amigos, desde a época da graduação: Marcos Cézar, Igor, Pedro e Robson, com quem tenho aprendido muitas coisas e compartilhado muitas experiências de vida.

Enfim, à todos aqueles que contribuíram direta ou indiretamente para a conclusão deste trabalho e que sempre acreditaram que eu venceria mais esta etapa da vida.

MODELAGEM NUMÉRICA DA INTERFACE TUBULAÇÃO/REVESTIMENTO EM POÇOS DE PETRÓLEO

RESUMO

O petróleo tornou-se uma das principais fontes de energia do mundo contemporâneo e garantir que sua extração seja feita sem que haja perdas de produção e com poços estruturalmente confiáveis é fundamental. Os revestimentos cimentícios dos poços de petróleo são utilizados no intuito de garantir suporte estrutural aos poços e proteção contra corrosão. Nessas estruturas, a adesão entre o aço e o material cimentício é responsável por garantir a eficiência tanto do ponto de vista mecânico, garantindo suporte estrutural, quanto da estabilidade termodinâmica dos aços, protegendo-os contra a corrosão, impedindo a fuga de fluidos de seu interior e isolando hidraulicamente a estrutura contra infiltrações. O ensaio de arrancamento, também conhecido como *push-out test*, é utilizado no intuito de mensurar o nível de aderência entre o aço e o cimento. Neste trabalho, a simulação numérica da interface aço-cimento foi realizada. Para a reprodução do comportamento mecânico desta interface, utilizou-se um modelo de zona coesiva formulado sob a ótica da Mecânica do Dano combinado com a lei de Coulomb para o atrito. O modelo proposto foi implementado no software CAST3M. Os resultados numéricos obtidos com o modelo proposto foram comparados com resultados experimentais de ensaios de arrancamento feitos com três diferentes condições de interface: Tubo de aço limpo e seco (LS), tubo de aço borrifado com solução de NaCl em água (NaCl) e tubo de aço revestido por um cimento geopolimérico (GEO). A comparação entre as curvas força *versus* deslocamento, obtidas experimentalmente e numericamente, validaram o modelo proposto.

Palavras-chave: Simulação, ensaio de arrancamento, interface, dano.

NUMERICAL SIMULATION OF TUBING/COATING INTERFACE IN OIL-WELLS

ABSTRACT

Oil has become one of the greater sources of energy in the contemporary world and ensures that its extraction is done without loss of production wells and structurally reliable is essential. Cementitious coatings of oil wells are used in order to ensure structural support of the wells and corrosion protection. In these structures, the adhesion between steel and cementitious material is responsible for ensuring the mechanical and the thermodynamical efficiencies, protecting them against corrosion, preventing the escape of fluids inside and isolating the hydraulic structure against infiltrations. The push-out test is used to measure the adherence between steel and cement. In this work, the numerical simulation of steel-cement interface was carried. For reproducing the mechanical behavior of this interface, a cohesive-zone model, formulated from the perspective of Damage Mechanics, combined with Coulomb's law for friction were used. The proposed model was implemented in CAST3M software. The numerical results obtained with the proposed model were compared with experimental results of push-out tests made with three different interface conditions. The comparison between the force versus displacement curves obtained experimentally and numerically validated the proposed model.

Keywords: Simulation, push-out test, interface, damage.

SUMÁRIO

1 APRESENTAÇÃO.....	1
1.1 INTRODUÇÃO.....	1
1.2 OBJETIVOS.....	3
2 MODELOS DE INTERFACE: DANO PROGRESSIVO E ATRITO	4
2.1 INTRODUÇÃO.....	4
2.2 MODELO CHAMPANEY - VALOROSO.....	10
2.2.1 Dano sob carregamento em modo puro.....	11
2.2.2 Dano sob carregamento em modo misto	15
2.3 MODELO DE ATRITO	22
3 MATERIAIS E MÉTODOS.....	25
3.1 INTRODUÇÃO.....	25
3.2 ENSAIO ESTÁTICO DE ARRANCAMENTO	25
3.2.1 Materiais	27
3.2.2 Preparação dos corpos de prova e condições ensaiadas	28
3.3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO ENSAIO ESTÁTICO DE ARRANCAMENTO	33
3.3.1 Construção da malha em elementos finitos	34
3.3.2 Condições de contorno e aplicação da carga	36
3.3.3 Propriedades dos materiais e parâmetros do modelo.....	37
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	39
4.1 RESULTADOS EXPERIMENTAIS – ENSAIOS DE ARRANCAMENTO	39
4.2 SIMULAÇÃO DO ENSAIO ESTÁTICO DE ARRANCAMENTO	44
5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	48

5.1 CONCLUSÕES	48
5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	49
REFERÊNCIAS	50
ANEXO I.....	56

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Esquema do ensaio de arrancamento do sistema poliéster/epóxi. Adaptado de LIN <i>et al</i> (2001).	6
Figura 2.2 - Comparação entre resultados experimentais e resultados numéricos. Adaptado de LIN <i>et al</i> (2001).	6
Figura 2.3 - Malha em elementos finitos utilizada em ensaio de arrancamento. Adaptado de ALFANO e SACCO (2006).	8
Figura 2.4 - Comparação entre resultados numéricos e experimentais. Adaptado de ALFANO e SACCO (2006).	8
Figura 2.5 - Comparação entre resultados numéricos e experimentais. Adaptado de YOU <i>et al</i> (2009).	10
Figura 2.6 - Comparação entre resultados numéricos e experimentais. Adaptado de GORNET <i>et al</i> (2010).	10
Figura 2.7 - Esquema da interface. Fonte: DE BARROS e CHAMPANEY (2010).	11
Figura 2.8 - Representação de ruptura frágil. Adaptado de VALOROSO e CHAMPANEY (2006a).	14
Figura 2.9 - Comportamento do modelo com a variação de N . Adaptado de VALOROSO e CHAMPANEY (2006a).	15
Figura 2.10 - Representação da interface. Fonte: VALOROSO e CHAMPANEY (2006a).	17
Figura 2.11 - Relação tração-separação em modo misto. Fonte: VALOROSO e CHAMPANEY (2006a).	22
Figura 2.12 - Resposta do modelo de atrito para uma tração normal compressiva constante. Adaptado de VALOROSO e CHAMPANEY (2006b).	23
Figura 2.13 - Resposta do modelo de atrito para um coeficiente de atrito estático constante. Adaptado de VALOROSO e CHAMPANEY (2006b).	24
Figura 3.1 - Representação do ensaio estático de arrancamento. Fonte: SILVA (2010). ...	26

Figura 3.2 - Curva força-deslocamento típica do ensaio estático de arrancamento. Adaptado de YOU <i>et al</i> (2009).....	26
Figura 3.3 - Materiais utilizados na confecção dos corpos de prova. (a) Tubo de aço, (b) molde cilíndrico e (c) base de nylon. Fonte: SILVA (2010).	27
Figura 3.4 - Forno utilizado na calcinação do caulim.	30
Figura 3.5 - Estufa utilizada para cura do geopolímero após o recobrimento do tubo de aço.....	30
Figura 3.6 - Tubo revestido por geopolímero antes da cura.....	31
Figura 3.7 - Tubo revestido por geopolímero após a cura.....	32
Figura 3.8 - (a) Corpo de prova pronto para ensaio e (b) corpo de prova sendo ensaiado...	33
Figura 3.9 - Representação da geometria usada na simulação (dimensões em milímetros, fora de escala).	34
Figura 3.10 - Malha usada no ensaio de arrancamento.	35
Figura 3.11 - Ensaio e aplicação da carga.	36
Figura 4.1 - Curva obtida após ensaio de arrancamento na condição LS. Fonte: SILVA (2010).....	40
Figura 4.2 - Curva obtida após ensaio de arrancamento na condição NaCl. Fonte: SILVA (2010).....	40
Figura 4.3 - Curva obtida após ensaio de arrancamento na condição GEO.....	41
Figura 4.4 - Tubos de aço após o ensaio. (a) Condição LS, (b) condição NaCl e (c) condição GEO.....	42
Figura 4.5 - Vista superior inteira e em seção do revestimento de cimento pós-ensaio na condição GEO.....	43
Figura 4.6 - Vistas frontal e lateral, em perspectiva, do revestimento de cimento pós-ensaio na condição GEO.	44
Figura 4.7 - Comparação entre resultado experimental e numérico na condição LS.....	44
Figura 4.8 - Comparação entre resultado experimental e numérico na condição NaCl....	45
Figura 4.9 - Comparação entre resultado experimental e numérico na condição GEO	45
Figura I - Difratoograma da metacaulinita utilizada na síntetização do composto geopolimérico	57
Figura II - Espectros de transmissão na região do infravermelho do caulim <i>in natura</i>	57
Figura III - Espectros de transmissão na região do infravermelho do caulim calcinado.....	58

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas do aço e do cimento.....	37
Tabela 3.2 – Parâmetros do modelo de interface.....	38
Tabela 4.1 – Valores obtidos nos ensaios de arrancamento	41
Tabela 4.2 – Razões entre as energias de ativação (G_o) e crítica (G_c) utilizadas na simulação	46
Tabela 4.3 – Razões entre o deslocamento de início do dano e o deslocamento total observados nos experimentos	47

LISTA DE SÍMBOLOS

D – Dano acumulado

F – Função do dano em modo puro de carregamento

F_m – Função do dano em modo misto de carregamento

G_o – Energia de ativação do dano

G_c – Energia crítica de dano

G_{oI} – Componente da energia de ativação do dano em carregamento trativo

G_{oII} – Componente da energia de ativação do dano em carregamento cisalhante

G_I – Componente da energia crítica de dano em carregamento trativo

G_{II} – Componente da energia crítica de dano em carregamento cisalhante

G_T – Energia crítica total

G_{Tc} – Trabalho total de separação na interface

k – Rigidez na interface

k_n – Rigidez na direção normal à interface

k_s – Rigidez na direção tangencial à interface

LABEME – Laboratório de Ensaaios de Materiais e Estruturas

LSR – Laboratório de Solidificação Rápida

LTF – Laboratório de Tecnologia Farmacêutica

t – Tração na interface

t_δ – Tração equivalente

$\mathbf{u}$ – Vetor deslocamento

u_n - Deslocamento na direção normal à interface

u_s - Deslocamento na direção tangencial à interface

Y – Taxa de liberação de energia na interface em modo puro de carregamento

Y^* - Energia crítica da interface em modo puro de carregamento

Y_f – Energia dissipada durante o processo de perda de aderência (modo puro)

Y_m – Taxa de liberação de energia na interface em modo misto de carregamento

Y_I – Componente da taxa de liberação de energia na interface para carregamento trativo

Y_{II} – Componente da taxa de liberação de energia na interface para carregamento cisalhante

Y_{mf} – Energia dissipada durante o processo de perda de aderência (modo misto)

Y_{mo} – Taxa de liberação de energia na interface em modo misto de carregamento

Y_m^* – Energia crítica da interface em modo misto de carregamento

φ - Ângulo do carregamento

β – Parâmetro para mensurar a contribuição de cada modo de carregamento sobre o carregamento total.

δ – Deslocamento equivalente de abertura

ψ – Energia acumulada na interface

ϕ – Critério energético para o dano na interface

CAPÍTULO I

APRESENTAÇÃO

1.1 INTRODUÇÃO

Poços de petróleo são estruturas tubulares em aço revestidas por materiais cimentícios. Nessas estruturas, a adesão entre o aço e o material cimentício é responsável por garantir a eficiência tanto do ponto de vista mecânico, garantindo suporte estrutural, quanto da estabilidade termodinâmica dos aços, protegendo-os contra a corrosão, impedindo a fuga de fluidos de seu interior e isolando hidraulicamente a estrutura contra infiltrações (SILVA, 2010; VIEIRA, 2010).

Para se avaliar a qualidade da aderência entre o aço e o cimento em poços de petróleo utiliza-se uma metodologia de ensaio que avalia a resistência ao cisalhamento entre o tubo de aço e a pasta de cimento (SILVA, 2010). O ensaio de arrancamento (conhecido também por “push-out test”) é a principal ferramenta utilizada para esse fim, apesar de não ser um ensaio padronizado pela API (*American Petroleum Institute*) (FREITAS, 2007). Esses ensaios têm sido também utilizados para avaliação da aderência entre o aço e o cimento em diversas aplicações na construção civil, seja quando esses dois materiais são colocados em contato direto entre si (BERTHET, 2011) ou quando se utilizam parafusos prisioneiros como conectores entre esses dois materiais, bastante utilizados na construção de pontes (NGUYEN, 2009; XU, 2012; XUE, 2012).

Estudos na área da odontologia também usam o ensaio de arrancamento para aferir a aderência entre dois materiais (GIACHETTI, 2009; NAGAS, 2011; MASTORAS, 2012). Notadamente, devido ao fato da aderência surgir como resultado da interação superficial entre materiais colocados em contato, os trabalhos citados nesse parágrafo

preocupam-se essencialmente com os fenômenos de interface, e alguns deles, inclusive, propõem modelos matemáticos para descrever o processo de perda de aderência nessa interface (BERTHET, 2011).

Alguns modelos de interface existentes são capazes de simular a perda de aderência entre dois corpos ligados entre si. Nesses modelos, a perda da ligação entre os dois corpos unidos pela interface é descrito por uma relação constitutiva entre as tensões atuantes na interface e os deslocamentos descontínuos na mesma. Estes modelos de interface são chamados de *modelos de zona coesiva*, capazes de simular o processo gradual de separação na fissura, limitado por tensões coesivas e desenvolvidos sob a ótica da mecânica do dano e da teoria da plasticidade (ALFANO e SACCO, 2006).

O dano progressivo é contabilizado nos modelos de zona coesiva por meio de uma variável que atua reduzindo a rigidez na interface até que a mesma seja nula, representando o dano total da interface e a perda de aderência entre os corpos. No caso de carregamentos compressivos, os corpos continuarão em contato entre si mesmo que o dano seja total e, por isso, relaciona-se a variável de dano apenas a carregamentos trativos (DE BARROS e CHAMPANEY, 2010).

Estes modelos de interface foram desenvolvidos inicialmente para simular materiais compósitos, mas passaram a ser também bastante utilizados na simulação de juntas coladas (DE BARROS e CHAMPANEY, 2010).

Alguns autores (LIN *et al*, 2001; CHANDRA e GHONEM, 2001; CHANDRA *et al*, 2002; ALFANO e SACCO, 2006; YOU *et al*, 2009; GORNET *et al*, 2010) realizaram a simulação numérica de ensaios de arrancamento utilizando modelos de zona coesiva. No entanto, as simulações realizadas dizem respeito a ensaios de arrancamento de fibras de pequenas dimensões em meio a uma matriz. Até então, a simulação de ensaios de arrancamento em tubos de aço revestidos por cimento foi realizada apenas para o concreto armado, que, devido às diferenças de geometria e de distribuições de tensão em carregamento, não podem ser comparados aos ensaios de arrancamento realizados para avaliar a aderência em poços de petróleo. Simulações de ensaios de arrancamento em concreto armado foram realizadas por BRISOTTO (2006) e BRISOTTO *et al* (2010).

Neste trabalho o modelo de zona coesiva proposto por VALOROSO e CHAMPANEY (2006b) será aplicado no estudo do comportamento da interface aço-cimento, submetida a esforços estáticos. Os resultados obtidos com o modelo matemático

serão comparados a resultados experimentais, o que mostrará que esse modelo reproduz satisfatoriamente o que foi observado experimentalmente.

1.2 OBJETIVOS

O objetivo principal deste trabalho consiste na validação de um modelo matemático que descreva o comportamento mecânico da estrutura aço-cimento, constituintes do poço de petróleo, quando submetida à solicitação mecânico-estática.

Os objetivos específicos deste estudo são:

- ✓ Apresentar um modelo matemático que reproduza o comportamento mecânico da interface aço-cimento, cuja formulação contemple os aspectos ligados à aderência e ao atrito na mesma;
- ✓ Identificar, a partir dos resultados obtidos nos ensaios estáticos de arrancamento, a contribuição da força de aderência e da força de atrito, ambas na interface, sobre a resistência mecânica do conjunto;
- ✓ Comparar três diferentes condições de interface utilizadas nos ensaios de arrancamento, avaliando a influência de cada condição sobre a resposta do conjunto ensaiado;
- ✓ Validar o modelo proposto a partir da comparação entre os resultados numéricos obtidos e os resultados experimentais dos ensaios estáticos de arrancamento.

CAPÍTULO II

MODELOS DE INTERFACE: DANO PROGRESSIVO E ATRITO

2.1 INTRODUÇÃO

Em muitos problemas de engenharia, efeitos causados por materiais com propriedades não-lineares podem ocorrer em estreitas camadas, onde altos gradientes de deformação podem ocorrer (ALFANO e SACCO, 2006). A espessura destas camadas é muitas vezes tão pequena que, em um modelo matemático, pode ser negligenciada e substituída por uma interface onde deslocamentos descontínuos podem acontecer. Esta é uma premissa básica dos chamados “modelos de interface”, que são caracterizados por relações constitutivas adequadas entre as tensões atuantes na interface e os deslocamentos descontínuos (ALLIX e LADEVÈZE, 1992; VALOROSO e CHAMPANEY, 2006a; ALFANO e SACCO, 2006).

Muitos modelos constitutivos de interface podem ser encontrados na literatura para reproduzir as características mecânicas de diferentes problemas físicos. Em particular, modelos de zonas coesivas, capazes de simular o processo gradual de separação na fissura, limitado por tensões coesivas, têm sido desenvolvidos sob a ótica da mecânica do dano e da teoria da plasticidade (ALFANO e SACCO, 2006). Os pioneiros nesse estudo foram BARENBLATT (1959, 1962) e DUGDALE (1960), que tiveram seu modelo adaptado para o método de elementos finitos por HILLENBORG *et al* (1976).

ALLIX e LADEVÈZE (1992) propuseram um modelo para a degradação de camadas e conexões interlaminares. O principal objeto de estudo deste modelo foi a interface entre dois corpos elásticos, cuja espessura era considerada desprezível em relação às camadas que ela separava, garantindo a transferência de esforços de uma face para

outra. A interface é suposta inicialmente elástica e sujeita a um dano progressivo. A energia necessária para fazer o dano evoluir em uma interface relaciona-se com a variável de dano por uma função polinomial, cujas variáveis são o dano na direção normal à interface e duas outras variáveis de dano representando as componentes do dano nas direções tangenciais à interface. Este modelo foi utilizado na simulação do início da delaminação e de sua progressão em ensaios de abertura pura.

ALLIX *et al* (1998) aplicaram o modelo proposto por ALLIX e LADEVÈZE (1992) ao estudo das propriedades da interface no compósito fibra de carbono/resina epóxi, quando submetido a carregamentos estáticos. Este estudo consistiu na medição da energia crítica de ruptura e da energia de início de propagação da fissura através da realização de ensaios DCB (*Double Cantilever Beam*), ENF (*End Notched Flexure*), MMF (*Mixed Mode Flexure*), CLS (*Cracked-Lap Shear*) e EDT (*Edge Delamination Tension*). A partir dos valores encontrados nos ensaios, pôde-se determinar o valor numérico de algumas variáveis presentes no modelo de ALLIX e LADEVÈZE (1992), aplicado ao compósito estudado.

ALFANO e CRISFIELD (2001) realizaram modificações no modelo de interface proposto por MI *et al* (1998). A introdução de uma equação para a energia da interface, função do deslocamento e de duas variáveis de dano, sendo uma ligada ao dano na direção normal da interface e outra ligada ao dano na direção tangencial da mesma, trouxe o modelo formulado por MI *et al* (1998) para o domínio da Mecânica do dano, dado que as expressões para a tração e o deslocamento na interface são agora derivadas da equação da energia da interface. Comparações com resultados de ensaios DCB feitos por ROBINSON e SONG (1992) mostraram um bom acordo entre o modelo proposto e o comportamento real de estruturas.

LIN *et al* (2001) simularam a falha na interface no ensaio de arrancamento (push-out test) envolvendo fibras de poliéster e uma matriz de epóxi. O modelo de zona coesiva foi incorporado a esta formulação por uma relação bilinear entre a tração e a separação interfacial. O atrito foi incorporado pela formulação de atrito de Coulomb. A análise por elementos finitos foi feita sob condições axissimétricas. A perfeita adesão entre a matriz e a fibra foi assumida no início do ensaio. Foi suposto não haver atrito entre a superfície superior da fibra e o aplicador da carga e entre a superfície inferior da fibra e o suporte. Um esquema da geometria simulada é mostrado na Fig. (2.1). A análise foi feita em dois passos: Tensões residuais são associadas à retração química e térmica da matriz e

computadas como pré-deformações inelásticas constantes; em seguida, o deslocamento axial é aplicado no topo da fibra e a correspondente força é determinada pela soma das reações nos nós do topo da fibra. Os resultados numéricos tiveram excelente acordo com os resultados experimentais obtidos por BECHEL e SOTTOS (1998), comprovando a eficácia do modelo, como mostra a Fig. (2.2).

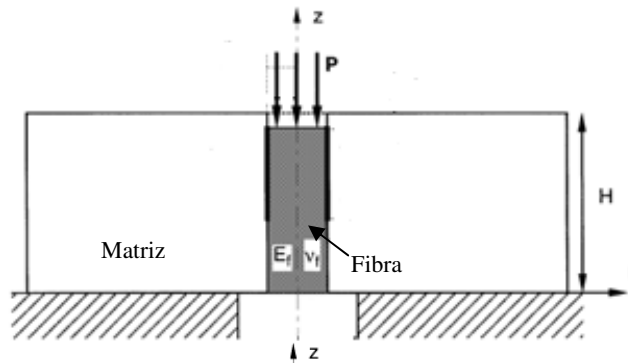


Figura 2.1 - Esquema do ensaio de arrancamento do sistema poliéster/epóxi. Adaptado de LIN *et al* (2001).

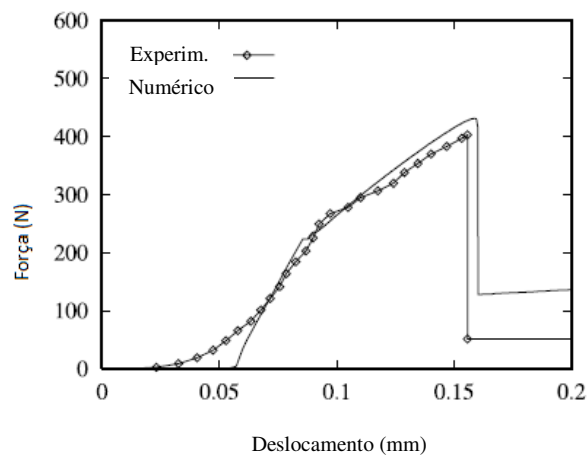


Figura 2.2 - Comparação entre resultados experimentais e resultados numéricos. Adaptado de LIN *et al* (2001).

CHANDRA e GHONEM (2001) simularam o ensaio de arrancamento de um compósito de matriz de titânio reforçada por fibras de carbetto de silício. No modelo utilizado para a simulação, a região entre a fibra e a matriz é substituída por uma interface de espessura desprezível e com uma determinada resistência mecânica. A perfeita aderência é assumida na interface. É utilizado um critério de tensão para o descolamento e um critério de resistência devido ao atrito para o deslizamento na região descolada. O

descolamento ocorre sob combinação da ação de uma tensão normal, causando a falha por abertura (modo I) e de uma tensão de cisalhamento, causando falha por cisalhamento (modo II) na interface. O efeito do atrito é contabilizado pela Lei de Coulomb. Comparações com ensaios experimentais foram feitas, onde se observou uma boa proximidade entre os resultados obtidos.

CHANDRA *et al* (2002) compararam diferentes métodos de zona coesiva, simulando a falha na interface. Eles simularam um ensaio de arrancamento para uma matriz de titânio reforçada por fibras de carbetto de silício usando um modelo de zona coesiva exponencial e outro bilinear. Os resultados obtidos foram diferentes entre os dois tipos de modelo e apontou-se que o modelo de zona coesiva bilinear é adequado para simular os ensaios de arrancamento pela excelente aproximação com os resultados experimentais.

ALFANO e SACCO (2006) propuseram um método que combina o dano na interface e o atrito. A interface é dividida numa área não-danificada e numa área totalmente danificada. Considera-se que o atrito age somente na área totalmente danificada. O aumento do efeito do atrito é assim resultado do aumento da área danificada, chegando ao seu valor máximo quando o dano é completo. Para a evolução do dano, foi usado o modelo de MI *et al* (1998), com as modificações feitas por ALFANO e CRISFIELD (2001). O atrito foi contabilizado pela Lei de Coulomb para o atrito. Simulações de ensaios de arrancamento foram realizadas utilizando o software LUSAS, desenvolvido pela empresa inglesa Finite Element Analysis Ltd. A geometria utilizada foi a mesma descrita e simulada por LIN *et al* (2001).

ALFANO e SACCO (2006) implementaram o modelo descrito no parágrafo anterior seguindo o método de elementos finitos com um controle de deslocamento. A matriz foi discretizada com 1550 quadrados, a fibra foi modelada com 500 elementos, a interface foi modelada com 50 elementos e o aplicador da carga por 10 elementos conforme mostra a Fig. (2.3). Todos o elementos da malha possuem 4 nós e o cálculo foi efetuado em modo axissimétrico. Este cálculo foi realizado em dois passos: Primeiro, um campo de deformações inelásticas constantes foi aplicado à matriz para simular as retrações químicas e térmicas medidas experimentalmente; Depois, um carregamento vertical foi aplicado, sendo simulado pelo deslocamento da parte superior da fibra em passos sucessivos. A comparação entre os resultados experimentais obtidos por BECHEL e SOTTOS (1998) e o modelo proposto apresentou resultados bastante eficazes. A Figura 2.4

mostra uma comparação entre os resultados experimentais obtidos por BECHEL e SOTTOS (1998), o modelo numérico formulado por LIN *et al* (2001) e o modelo numérico formulado por ALFANO e SACCO (2006).

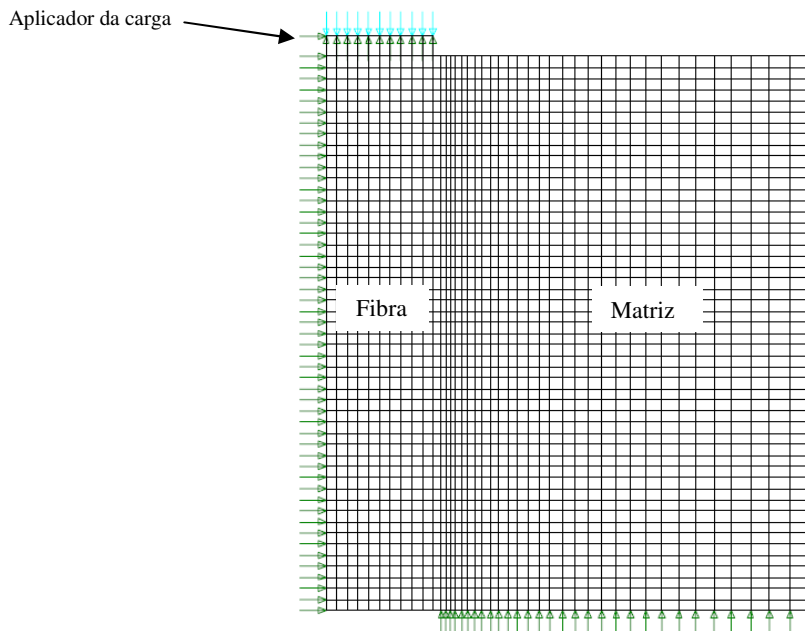


Figura 2.3 - Malha em elementos finitos utilizada em ensaio de arrancamento. Adaptado de ALFANO e SACCO (2006).

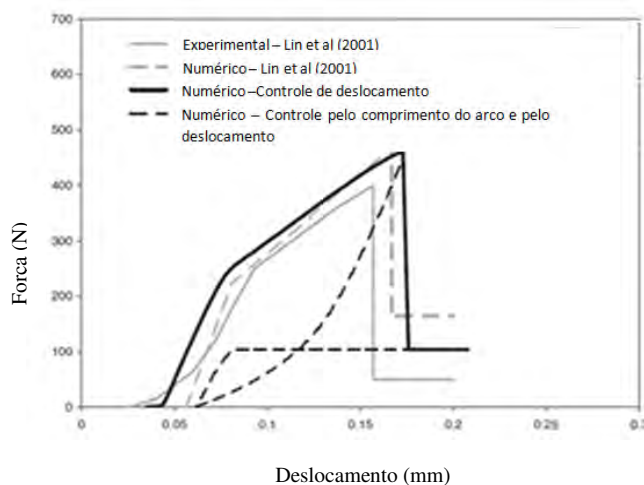


Figura 2.4 - Comparação entre resultados numéricos e experimentais. Adaptado de ALFANO e SACCO (2006).

VALOROSO e CHAMPANEY (2006a) formularam um modelo de descolamento para uniões coladas sob a ótica da mecânica do dano. Esta abordagem considera que antes do desenvolvimento de fraturas macroscópicas, existe uma zona em estado de dano

progressivo localizada em frente à fissura, chamada de zona de processo coesivo, onde a interação entre os lados precede a formação de uma superfície livre de tração. Neste trabalho, os autores apresentam um modelo de interface que contabiliza a progressão do dano irreversível até a separação completa dos substratos. Este modelo baseia-se em uma variável de dano única, associada à energia necessária para fazer com que o dano evolua. A relação entre essas duas grandezas é dada por uma relação exponencial. A propagação do dano ocorre quando a energia dissipada é igual à energia crítica. Este modelo mostrou excelentes resultados para a simulação de carregamentos em modo I (abertura pura), em modo II (cisalhamento puro) e em modo misto (abertura e cisalhamento agindo simultaneamente), como mostram DE BARROS e CHAMPANEY (2010).

VALOROSO e CHAMPANEY (2006b) propuseram um modelo de descolamento entre superfícies cujo critério de propagação do dano irreversível é o que foi apresentado por VALOROSO e CHAMPANEY (2006a), mas que levava em consideração, também, efeitos de atrito resultado das forças normais de interação entre as superfícies livres do corpo. Considera-se que o atrito age somente na região totalmente danificada, ou seja, onde não existe mais aderência devido à cola. O atrito é contabilizado pela introdução da Lei de Coulomb modificada. Sua implementação no software Cast3M e a comparação com resultados experimentais validaram o modelo proposto.

YOU *et al* (2009) compararam resultados de ensaios de arrancamento de fibras de carbetto de silício em matriz de cobre com resultados obtidos numericamente. Utilizou-se na simulação um modelo de zona coesiva linear com uma variável de dano inclusa. A simulação foi feita usando o software ABAQUS. O cálculo foi efetuado em dois passos: Inicialmente calcularam-se as tensões residuais resultantes do processo de fabricação do compósito e em seguida um deslocamento constante é imposto à fibra, calculando-se a reação na parte inferior da fibra para cada passo de deslocamento. A malha foi construída em modo axissimétrico com elementos quadrados a 4 nós, totalizando 45000 elementos. A Figura 2.5 mostra a comparação entre os resultados experimentais e numéricos obtidos.

GORNET *et al* (2010) simularam numericamente ensaios de arrancamento de fibras de carbono de uma matriz de epóxi. O comportamento do dano progressivo na interface entre a fibra e a matriz foi simulado com o uso do modelo de zona coesiva desenvolvido por ALLIX e LADEVÈZE (1992) e modificado por ALLIX *et al* (1995), ALLIX e LADEVÈZE (1996), e ALLIX *et al* (1998). A contabilização dos efeitos

causados pelo atrito foi feita com o uso da Lei de Coulomb. A simulação numérica foi feita com o código de elementos finitos Cast3M. Os resultados obtidos são mostrados na Fig. (2.6).

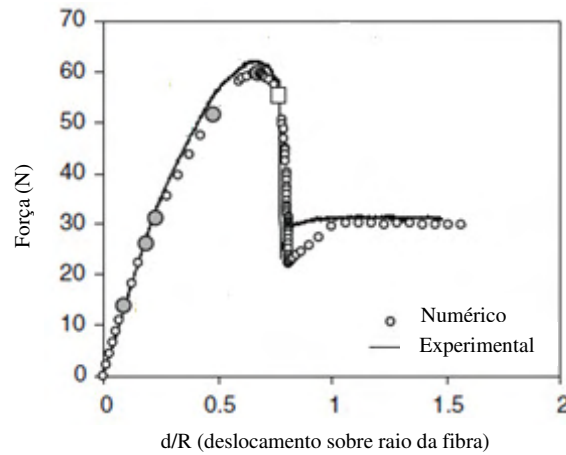


Figura 2.5 - Comparação entre resultados numéricos e experimentais. Adaptado de YOU *et al* (2009).

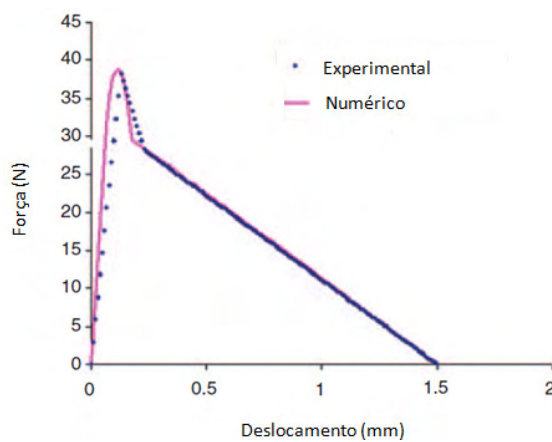


Figura 2.6 - Comparação entre resultados numéricos e experimentais. Adaptado de GORNET *et al* (2010).

2.2 MODELO CHAMPANEY - VALOROSO

O modelo utilizado neste trabalho para simular o comportamento da interface aço-cimento é o modelo proposto por VALOROSO e CHAMPANEY (2006b).

Considera-se que inicialmente os corpos estão perfeitamente aderidos um ao outro e que ambos são corpos elásticos. Supõe-se que a única fonte de não-linearidades é a interface e que esta possui espessura suficientemente pequena de modo que seja possível a transferência de esforços de um corpo ao outro. Uma vez aplicado o esforço estático, a interface sofrerá um dano progressivo até a separação total dos corpos. Essa região danificada passa então a constituir uma fissura que se propaga em toda a interface até que não haja mais nenhuma ligação entre os dois materiais. De acordo com a natureza dos esforços, ter-se-ão equacionamentos diferentes, mas que serão construídos sob o alicerce da mecânica do dano. As equações constitutivas do modelo do dano são escritas em função do vetor deslocamento $\llbracket \mathbf{u} \rrbracket = \mathbf{u}^+ - \mathbf{u}^-$. A Figura 2.7 mostra uma representação esquemática da interface.

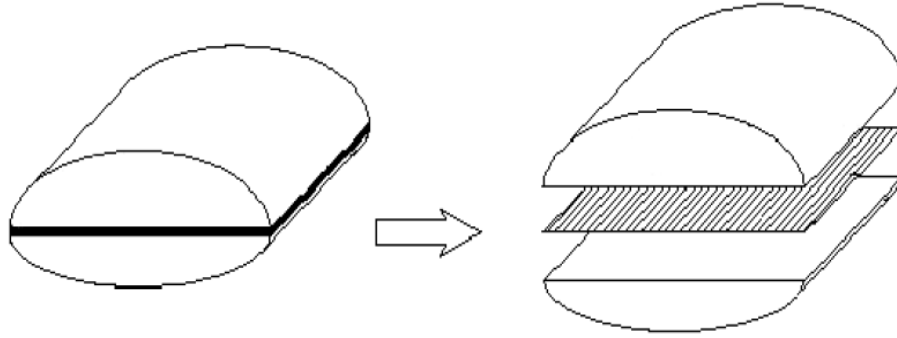


Figura 2.7 - Esquema da interface. Fonte: DE BARROS e CHAMPANEY (2010).

Na região da interface já totalmente danificada foi considerado que existiram forças normais de contato e atrito entre os corpos devido ao deslizamento entre eles.

2.2.1 Dano sob carregamento em modo puro

Para o carregamento unidimensional em modo I (abertura pura), a energia acumulada é dada pela seguinte equação:

$$\psi(\llbracket \mathbf{u} \rrbracket, D) = \frac{1}{2}(1 - D)k^+ \langle \llbracket \mathbf{u} \rrbracket \rangle_+^2 + \frac{1}{2}k^- \langle \llbracket \mathbf{u} \rrbracket \rangle_-^2 \quad (1)$$

onde $D \in [0,1]$ é a variável escalar que representa o dano.

Os símbolos $\langle \cdot \rangle_+$ e $\langle \cdot \rangle_-$ representam as partes positiva e negativa de $\langle \cdot \rangle$, definidas como $\langle x \rangle_{\pm} = 1/2 (x \pm |x|)$, e k^+ e k^- são as rigidezes em tração e em compressão, respectivamente, da interface não danificada.

Observa-se na Eq. (1) que a variável D não intervém na energia armazenada devido à compressão, relacionada à rigidez k^- . Esta variável está ligada somente à rigidez k^+ , relacionada a carregamentos trativos. Isso se deve ao fato de que quando dois corpos aderidos entre si são submetidos a carregamentos compressivos, eles não perderão o contato um com o outro, mesmo se a interface estiver totalmente danificada. Sendo assim, a deterioração da interface é representada pela perda de rigidez da mesma, devido somente a carregamentos trativos.

As equações constitutivas deste modelo são oriundas da termodinâmica do contínuo e da expressão da dissipação mecânica, como mostrado a seguir:

$$t = \frac{\partial \psi}{\partial \llbracket u \rrbracket} = (1 - D)k^+ \langle \llbracket u \rrbracket \rangle_+ + k^- \langle \llbracket u \rrbracket \rangle_- \quad (2)$$

$$Y = -\frac{\partial \psi}{\partial D} = \frac{1}{2} k^+ \langle \llbracket u \rrbracket \rangle_+^2 \quad (3)$$

A tração na interface t e a taxa de liberação de energia com o dano Y (que pode também ser interpretada como a força de pilotagem do dano, já que é ela que norteia o início e a propagação do mesmo) são funções da abertura na interface e da variável do dano.

A força que comanda o dano é assumida como sendo associada a um valor crítico. Isto pode ser caracterizado por um critério da forma:

$$\phi = Y - Y^* \leq 0 \quad (4)$$

onde Y^* é a força crítica que comanda o dano, representando a energia máxima num dado instante. Antes da aplicação de qualquer força é assumido que $Y^* = G_o \geq 0$, representando a energia de ativação do dano.

O aumento do tamanho da zona elástica definido pela Eq. (4) é associado com o crescimento do dano e é, portanto, irreversível. Isto pode ser contabilizado por equações de evolução como segue:

$$\dot{D} = \dot{\gamma} \frac{\partial \phi}{\partial Y}; \quad \dot{Y}^* = \dot{\gamma} \frac{\partial F}{\partial D} \quad (5)$$

onde $\dot{\gamma}$ é um multiplicador de Lagrange submetido às condições de Karush-Kuhn-Tucker (KKT) (BERTSEKAS, 1982), mostradas na Eq. (6):

$$\phi \leq 0; \quad \dot{\gamma} \geq 0; \quad \dot{\gamma} \phi = 0 \quad (6)$$

e F é uma função monótona positiva crescente do argumento D .

É importante destacar-se a interpretação das relações acima para o dano crescente ($\dot{\gamma} > 0$). Neste caso, combinando a Eq. (6) com a condição de persistência do dano ($\dot{Y}^* = \dot{Y}$), chega-se a:

$$Y^*(t) = \max \left\{ G_o, \max_{(\tau \leq t)} \{Y(\tau)\} \right\} \quad (7)$$

$t \in [0, T]$ como sendo o parâmetro de pseudo-tempo.

O modelo de dano pode ser completamente caracterizado pela escolha de uma relação entre o limiar de energia Y^* e a variável de dano D . Uma condição básica que deve ser considerada é o critério de energia da mecânica da fratura. A energia dissipada durante o processo de perda de aderência deve ser igual à energia crítica de fratura G_c :

$$\int_0^{+\infty} Y \dot{D} dt = G_c \quad (8)$$

O modelo mais simples que satisfaz o critério dado pela Eq. (8) pode ser definido como:

$$Y^* = \begin{cases} G_c, & \text{se } D \in [0, 1[\\ \max_{\tau \in [0, T]} Y(\tau), & \text{se } D = 1 \end{cases} \quad (9)$$

A Figura 2.8 representa o comportamento de um modelo desse tipo. Observa-se que a tração na interface t cai bruscamente com o deslocamento u , caracterizando uma fratura frágil.

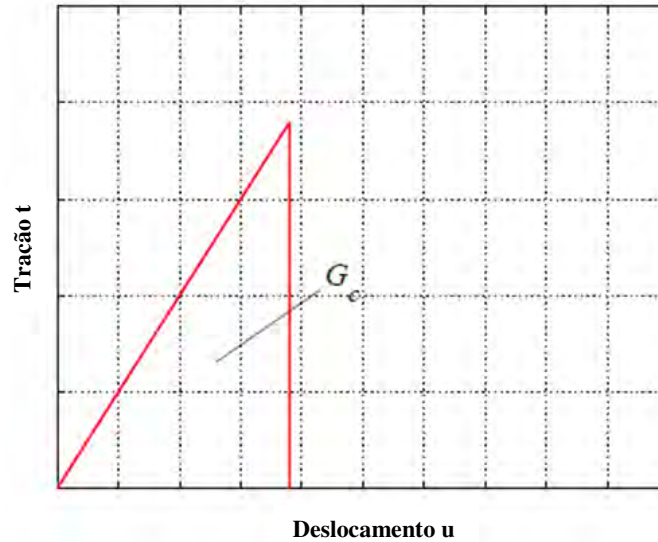


Figura 2.8 - Representação de ruptura frágil. Adaptado de VALOROSO e CHAMPANEY (2006a).

A abordagem como modelo de zona coesiva mostra-se como uma regularização da Eq. (9). Dentro do domínio da mecânica do dano, um modelo coesivo pode ser dado pela forma:

$$Y^* = \begin{cases} G_o & \text{se } D = 0 \\ \int_0^t \dot{Y}^* dt = F(D) & \text{se } D \in]0,1[\\ \max_{\tau \in [0,T]} Y(\tau) & \text{se } D = 1 \end{cases} \quad (10)$$

Para cada forma atribuída à função F , tem-se um diferente modelo de zona coesiva. Neste trabalho é tomada uma função F na forma exponencial, de acordo com o modelo proposto por VALOROSO e CHAMPANEY (2006a). Neste modelo de dano, a energia crítica Y^* é descrita como:

$$Y^* = \begin{cases} G_o & \text{se } D = 0 \\ G_o + (Y_f - G_o)[- \log(1 - D)]^N & \text{se } D \in]0,1[\\ \max_{\tau \in [0,T]} Y(\tau) & \text{se } D = 1 \end{cases} \quad (11)$$

Sendo o valor característico Y_f correspondente a energia dissipada durante o processo de perda de aderência. Este valor pode ser obtido a partir da Eq. (8):

$$\int_0^1 Y^*(D) dD = G_o + (Y_f - G_o) \Gamma(N + 1) = G_c \quad (12)$$

onde Γ é a função Gamma (ANDREWS *et al*, 1999) definida por:

$$\Gamma(N + 1) = \int_0^{+\infty} x^N e^{-x} dx = N \cdot \Gamma(N) \quad (13)$$

A Figura 2.9 mostra o comportamento do modelo para diferentes valores de N . Observa-se que, para valores de N crescentes, o comportamento passa de frágil a dúctil.

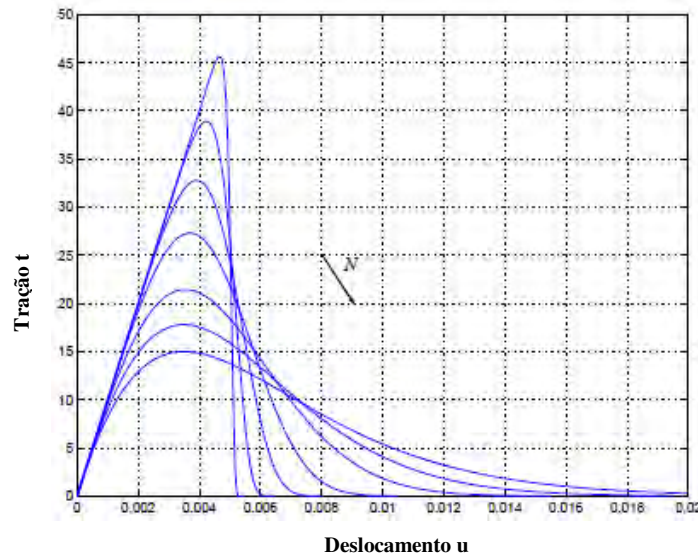


Figura 2.9 - Comportamento do modelo com a variação de N . Adaptado de VALOROSO e CHAMPANEY (2006a).

2.2.2 Dano sob carregamento em modo misto

No carregamento unidimensional (modo puro), o critério usado para determinar o início do dano e sua propagação até a completa falha envolve somente um componente de

energia para cada aspecto da evolução, ou seja, G_o é a relacionada ao início do dano e G_c relacionada à ruptura completa.

No caso de carregamentos em modo misto, ou seja, combinando tração e cisalhamento na interface (modos I e II, respectivamente), a energia total utilizada durante o processo de decoesão é a soma das contribuições dos carregamentos em modo I e II. Portanto, a evolução do dano em modo misto de carregamento é tratada como a progressão simultânea das relações tração-separação nas direções normal e tangencial.

$$G_T = G_I + G_{II} \quad (14)$$

A construção do modelo em modo misto seguiu o mesmo raciocínio usado na formulação para modo puro de carregamento. Variáveis equivalentes àsquelas definidas para o modelo unidimensional foram utilizadas. Portanto, inicialmente define-se uma função para a energia armazenada na interface:

$$\psi(\llbracket \mathbf{u} \rrbracket, D) = \frac{1}{2}(1 - D)[k_n^+ \langle \llbracket u_n \rrbracket \rangle_+^2 + k_s \llbracket u_s \rrbracket^2] + \frac{1}{2}k_n^- \langle \llbracket u_n \rrbracket \rangle_-^2 \quad (15)$$

onde $\llbracket u_n \rrbracket$ e $\llbracket u_s \rrbracket$ representam as componentes normal e cisalhante do vetor deslocamento $\llbracket \mathbf{u} \rrbracket$. k_n e k_s representam as rigidezes na interface nas direções normal e tangencial, respectivamente.

As equações constitutivas se escrevem como segue:

$$\mathbf{t} = \frac{\partial \psi}{\partial \llbracket \mathbf{u} \rrbracket} = (1 - D)[k_n^+ \langle \llbracket u_n \rrbracket \rangle_+ \mathbf{n} + k_s \llbracket u_s \rrbracket \mathbf{s}] + k_n^- \langle \llbracket u_n \rrbracket \rangle_- \mathbf{n} \quad (16)$$

$$Y_m = -\frac{\partial \psi}{\partial D} = Y_I + Y_{II} = \frac{1}{2}k_n^+ \langle \llbracket u_n \rrbracket \rangle_+^2 + \frac{1}{2}k_s \llbracket u_s \rrbracket^2 \quad (17)$$

onde $\mathbf{n}$ é o vetor unitário normal exterior e $\mathbf{s}$ é o vetor unitário tangente à interface, como mostra a Fig. (2.10). Os termos Y_I e Y_{II} representam as taxas de energia dissipada em modo I e II, respectivamente. O índice inferior m representa o modo misto.

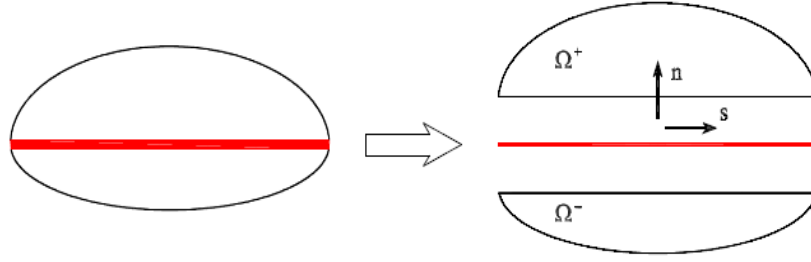


Figura 2.10 - Representação da interface. Fonte: VALOROSO e CHAMPANEY (2006a).

Baseando-se na Eq. (17), a taxa de energia liberada em modo misto Y_m pode ser escrita como:

$$Y_m = \frac{1}{2} k_n^+ \delta^2 \quad (18)$$

onde δ é o parâmetro de deslocamento equivalente de abertura dado por:

$$\delta = (\langle \llbracket u_n \rrbracket \rangle_+^2 + \alpha^2 \llbracket u_s \rrbracket^2)^{1/2} \quad (19)$$

sendo:

$$\alpha = \sqrt{\frac{k_s}{k_n^+}} \quad (20)$$

O ângulo de carregamento é dado por:

$$\varphi = \arctan \left[\frac{\llbracket u_s \rrbracket}{\langle \llbracket u_n \rrbracket \rangle_+} \right] \in \left[0, +\frac{\pi}{2} \right] \quad (21)$$

O parâmetro β é definido como sendo:

$$\beta = \alpha \tan(\varphi) \quad (22)$$

Sendo assim, as expressões para as contribuições dos modos puros de carregamento Y_I e Y_{II} para a taxa de energia liberada em modo misto Y_m , definidas anteriormente na Eq. (17) podem ser reescritas como sendo:

$$\begin{cases} Y_I = \frac{1}{1 + \beta^2} Y_m \\ Y_{II} = \frac{\beta^2}{1 + \beta^2} Y_m \end{cases} \quad (23)$$

Descartando a parte ligada a problemas de interpenetração, a relação coesiva pode ser escrita como:

$$t_\delta = (1 - D)k_n^+ \delta \quad (24)$$

onde t_δ é a tração equivalente dada por:

$$t_\delta = \left(t_n^2 + \frac{1}{\alpha^2} t_s^2 \right)^{1/2} \quad (25)$$

e as componentes normal t_n e cisalhante t_s do vetor tração são:

$$\begin{cases} t_n = \langle \mathbf{t} \cdot \mathbf{n} \rangle_+ = \frac{1}{(1 + \beta^2)^{\frac{1}{2}}} t_\delta \\ t_s = \mathbf{t} \cdot \mathbf{s} = \frac{\alpha\beta}{(1 + \beta^2)^{\frac{1}{2}}} t_\delta \end{cases} \quad (26)$$

Identificando a força que comanda o dano como sendo a taxa de energia dissipada em modo misto (Eq. 18), pode-se especificar a seguinte equação de evolução:

$$\dot{D} = \dot{\gamma} \frac{\partial \phi_m}{\partial Y_m} \quad (27)$$

com um critério de evolução do dano:

$$\phi_m = Y_m - Y_m^* \leq 0 \quad (28)$$

onde, analogamente ao caso unidimensional, Y_m^* representa a taxa de energia crítica instantânea dissipada em modo misto, cuja evolução é governada por uma função F_m positiva, monótona, crescente e cujo domínio são os reais não-negativos.

O modelo de dano é caracterizado pela relação entre a energia crítica Y_m^* e a variável de dano D . Essa relação pode ser expressa da seguinte forma:

$$Y_m^* = \begin{cases} Y_{mo} & \text{se } D = 0 \\ F_m(D) & \text{se } D \in]0,1[\\ \max_{\tau \in [0,T]} Y_m(\tau) & \text{se } D = 1 \end{cases} \quad (29)$$

No carregamento em modo puro, o início do dano é determinado em função do limiar de energia G_o . Por outro lado, as energias de ativação do dano em modo puro G_{oI} e G_{oII} não correspondem necessariamente ao início do dano para um carregamento em modo misto. A interface pode ser danificada em modo misto em um valor de energia inferior a um dos limiares de energia em modo puro. A energia crítica de ruptura em modo misto pode também ser inferior aos valores de energia crítica de ruptura em modo puro G_{cI} e G_{cII} . Sendo assim, o modelo de dano em modo misto utiliza dois parâmetros, Y_{mo} e Y_{mf} , calculados através dos parâmetros ligados ao início do dano e a propagação da decoesão para carregamentos em modo puro. O início do dano é previsto utilizando-se o seguinte critério:

$$\left(\frac{Y_I}{G_{oI}}\right)^{\alpha_1} + \left(\frac{Y_{II}}{G_{oII}}\right)^{\alpha_2} = 1 \quad (30)$$

Os parâmetros α_1 e α_2 devem ser positivos, inteiros ou não, e dever ser escolhidos de acordo com os resultados experimentais.

Para um dado ângulo de carregamento (Eq. 21), o limiar de ativação do dano em modo misto Y_{mo} é calculado a partir da Eq. (30) que, combinada com a Eq. (23) pode ser escrita como:

$$c_I(Y_m)^{\alpha_1} + c_{II}(Y_m)^{\alpha_2} = 1 \quad (31)$$

onde, c_I e c_{II} são escritas em função de β como sendo:

$$\begin{aligned} c_I &= \left[\frac{1}{(1 + \beta^2)G_{oI}} \right]^{\alpha_1} \\ c_{II} &= \left[\frac{\beta^2}{(1 + \beta^2)G_{oII}} \right]^{\alpha_2} \end{aligned} \quad (32)$$

Se escolhidos $\alpha_1 = \alpha_2$, a Eq. (31) fica:

$$Y_{mo} = \frac{(1 + \beta^2)G_{oI}G_{oII}}{[(G_{oII})^{\alpha_1} + (\beta^2 G_{oI})^{\alpha_1}]^{1/\alpha_1}} \quad (33)$$

O critério de propagação adotado resulta de um dos critérios mais utilizados para prever a propagação da delaminação de materiais compósitos (REEDER, 1992). Este é um critério generalizado em forma de elipse.

$$\left(\frac{G_I}{G_{cI}} \right)^{\beta_1} + \left(\frac{G_{II}}{G_{cII}} \right)^{\beta_2} = 1 \quad (34)$$

onde os expoentes β_1 e β_2 são reais e positivos.

As energias dissipadas em modo I e II são dadas por:

$$G_i = \int_0^{+\infty} Y_i \dot{D} dt; \quad i \in \{I, II\} \quad (35)$$

Da Eq. (23), para um carregamento proporcional, a razão entre G_{II} e G_I é constante e igual a:

$$\frac{G_{II}}{G_I} = \beta^2 \quad (36)$$

Da Eq. (34), chega-se a seguinte equação não-linear:

$$d_I(G_T)^{\beta_1} + d_{II}(G_T)^{\beta_2} = 1 \quad (37)$$

onde G_T é definida pela Eq. (14) e d_I e d_{II} são expressos de maneira similar a c_I e c_{II} , com G_{oI} , G_{oII} , α_1 , α_2 sendo substituídos por G_{cI} , G_{cII} , β_1 , β_2 , conforme mostrado abaixo:

$$\begin{aligned} d_I &= \left[\frac{1}{(1 + \beta^2)G_{cI}} \right]^{\beta_1} \\ d_{II} &= \left[\frac{\beta^2}{(1 + \beta^2)G_{cII}} \right]^{\beta_2} \end{aligned} \quad (38)$$

Escolhidos $\beta_2 = \beta_1$, a propagação da decoesão segue a expressão abaixo:

$$G_{Tc} = \frac{(1 + \beta^2)G_{cI}G_{cII}}{[(G_{cII})^{\beta_1} + (\beta^2 G_{cI})^{\beta_1}]^{1/\beta_1}} \quad (39)$$

onde G_{Tc} é calculado como o trabalho total de separação:

$$G_{Tc} = \int_0^{+\infty} Y_m^* \dot{D} dt \quad (40)$$

cuja expressão depende da função F_m que define a força crítica de pilotagem do dano no intervalo $D \in]0,1[$. A função F_m pode ser escrita de várias maneiras diferentes, dependendo do modelo escolhido. O modelo Champaney-Valoroso propõe a utilização de uma expressão similar àquela adotada no carregamento em modo puro:

$$F_m(D) = Y_{mo} + (Y_{mf} - Y_{mo})[-\log(1 - D)]^N \quad (41)$$

para $N > 0$ e real.

A partir da Eq. (39) e da Eq. (40), o valor da taxa de energia dissipada em modo misto Y_{mf} é escrita como:

$$Y_{mf} = Y_{mo} + \frac{1}{\Gamma(N + 1)} [G_{Tc} - Y_{mo}] \quad (42)$$

onde Γ é a função Gamma (ANDREWS *et al*, 1999).

A Figura 2.11 mostra a relação entre a tração equivalente t_δ e as componentes de deslocamento em modo puro $\llbracket u_n \rrbracket$ e $\llbracket u_s \rrbracket$. As superfícies foram construídas fazendo variar o ângulo de carregamento φ entre 0 e $+\pi/2$. Os parâmetros utilizados foram: $k_n^+ = k_s = 10000$, $G_{cl} = 0,125$, $G_{cll} = 0,5$, $\alpha_1 = \alpha_2 = \beta_1 = \beta_2 = 2$, $G_{ol} = G_{oll} = 0$ e $N = 1,7$.

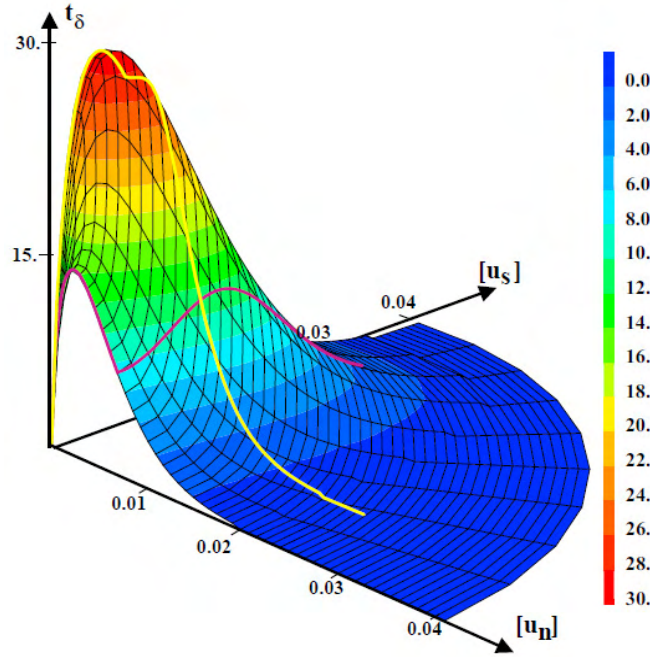


Figura 2.11 - Relação tração-separação em modo misto. Fonte: VALOROSO e CHAMPANEY (2006a).

2.3 MODELO DE ATRITO

O atrito na interface é contabilizado na região em que não há mais aderência entre os corpos, ou seja, na região totalmente danificada. Este fenômeno é modelado independentemente, fora da descrição matemática ligada à aderência. A descrição adotada para o atrito é formulada por analogia com a elasto-plasticidade, assumindo-se a seguinte decomposição para o deslocamento na interface:

$$\llbracket u \rrbracket = \llbracket u^e \rrbracket + \llbracket u^p \rrbracket \quad (43)$$

onde u^e e u^p representam, respectivamente, o deslocamento elástico e o deslocamento plástico. O termo u^p corresponde ao escorregamento inelástico que pode ocorrer após a completa decoesão.

Baseando-se na teoria de Coulomb para o atrito, a máxima força cisalhante transmissível é expressa pela seguinte condição:

$$f(\mathbf{t}) = |t_s| - \mu \langle t_n \rangle_- = 0 \quad (44)$$

sendo $\langle \cdot \rangle_-$ a parte negativa do argumento e μ o coeficiente de atrito estático. Situações caracterizadas por $f(\mathbf{t}) < 0$ conduzem à aderência enquanto que $f(\mathbf{t}) > 0$ não é admissível. Para que ocorra escorregamento irreversível, a condição (44) tem que ser conhecida. A direção desse escorregamento é determinada pelo sinal da força cisalhante t_s .

As relações coesivas descritas nos tópicos anteriores pelo modelo de dano são combinadas com o presente modelo de atrito assumindo que o atrito age somente na região danificada da interface, ou seja, na área de contato. Sendo assim, a força tangencial resultante na interface é obtida adicionando-se à força cisalhante de atrito a força cisalhante de aderência, descrita no tópico anterior e sujeita ao dano progressivo.

A Figura 2.12 mostra a resposta da interface variando-se o coeficiente de atrito e mantendo-se a tração normal compressiva constante em $t_n = -10$ MPa. Já a Fig. (2.13) mostra a resposta da interface mantendo-se o coeficiente de atrito constante em $\mu = 0,3$ e fazendo-se variar a tração normal compressiva.

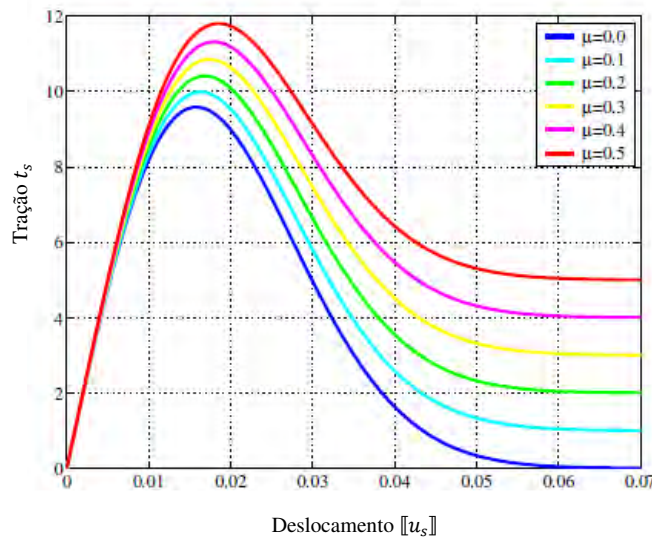


Figura 2.12 - Resposta do modelo de atrito para uma tração normal compressiva constante.

Adaptado de VALOROSO e CHAMPANEY (2006b).

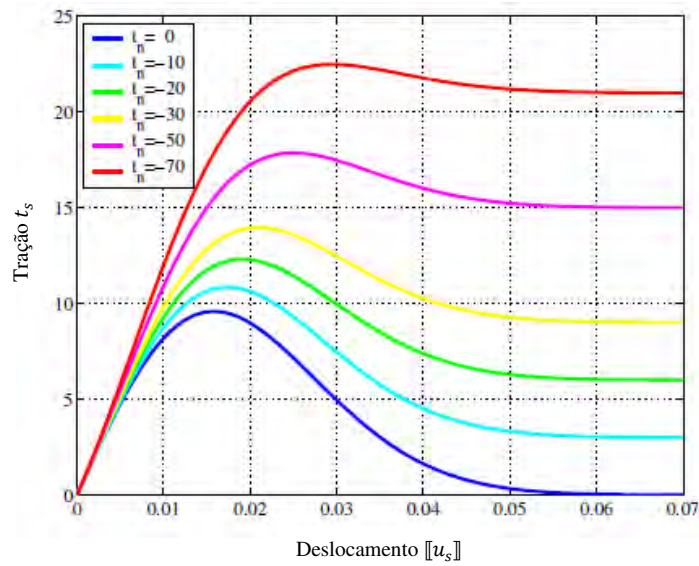


Figura 2.13 - Resposta do modelo de atrito para um coeficiente de atrito estático constante.

Adaptado de VALOROSO e CHAMPANEY (2006b).

Observa-se na Fig. (2.12) e na Fig. (2.13) que tanto o aumento do coeficiente de atrito, quanto o aumento da tração normal compressiva de contato levam ao aumento da força de atrito resultante na interface.

CAPÍTULO III

MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 INTRODUÇÃO

O estudo realizado foi dividido em duas partes: análise experimental, que consiste na realização de ensaios estáticos de arrancamento entre o aço e o cimento com três diferentes condições de interface; e análise numérica, que consiste no uso de um software de cálculo por elementos finitos para simular o comportamento da interface aço-cimento quando submetida às mesmas condições dos experimentos realizados.

3.2 ENSAIO ESTÁTICO DE ARRANCAMENTO

O ensaio de arrancamento consistiu na extração do tubo de aço de um bloco cilíndrico de cimento. Essa extração foi feita empurrando-se somente o tubo de aço, de maneira que este tubo possa cisalhar em relação ao cimento, conforme a Fig. (3.1).

A informação a ser analisada após a realização do ensaio é a força máxima de aderência, que consiste na carga máxima suportada pelo corpo de prova durante a realização do ensaio. A Figura 3.2 mostra uma curva típica obtida após a realização de um ensaio de arrancamento.

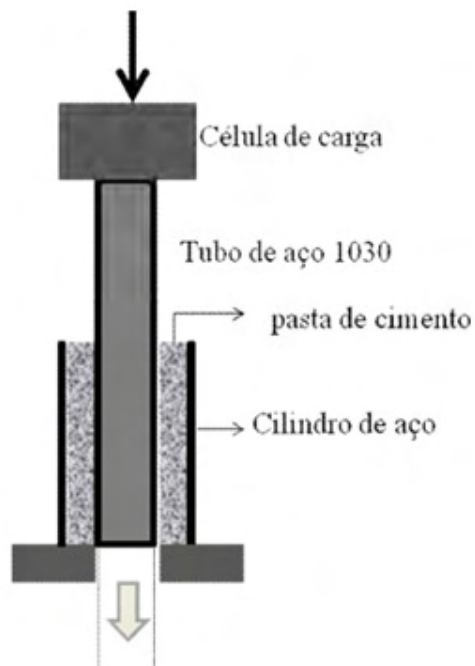


Figura 3.1 - Representação do ensaio estático de arrancamento. Fonte: SILVA (2010).

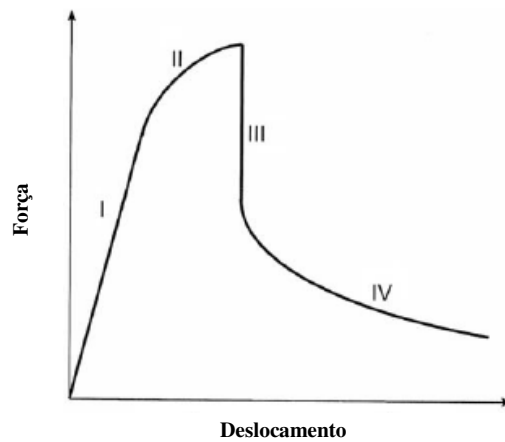


Figura 3.2 - Curva força-deslocamento típica do ensaio estático de arrancamento.

Adaptado de YOU *et al* (2009).

Na região I da curva, a interface é perfeitamente elástica e não sofreu nenhum dano. A região não-linear II representa o surgimento e a propagação do dano. A brusca variação da força representada pela região III representa o dano total da interface e, portanto, a total perda de aderência. A força existente na região IV deve-se ao atrito existente na região de contato entre os corpos.

3.2.1 Materiais

Os materiais utilizados para preparação dos corpos de prova foram:

- ✓ Tubo galvanizado de aço ABNT 1030, com diâmetro externo de 33,70 mm, diâmetro interno de 28,40 mm e 200,00 mm de comprimento;
- ✓ Moldes de corpos de prova cilíndricos em aço com diâmetro externo de 55,00 mm, diâmetro interno de 50,00 mm e 100,00 mm de comprimento;
- ✓ Nylon para base de fixação;
- ✓ Cimento CP V-ARI, fabricado pela Mizu e fornecido pela Premolbrito, situada em João Pessoa - PB;
- ✓ Água potável;
- ✓ Cloreto de sódio (NaCl);
- ✓ Caulim, fornecido pela Caulisa, situada em Campina Grande-PB;
- ✓ Silicato de sódio alcalino PQ -1.65, com PH de 11 a 13, fornecido pela Pernambuco Química, situada em Jaboatão dos Guararapes - PE;
- ✓ Lixas d'água P220;
- ✓ Álcool etílico.

A Figura 3.3 mostra os principais materiais utilizados na moldagem. Os ensaios foram realizados na máquina Shimadzu Servopulser com célula de carga de 50 kN.

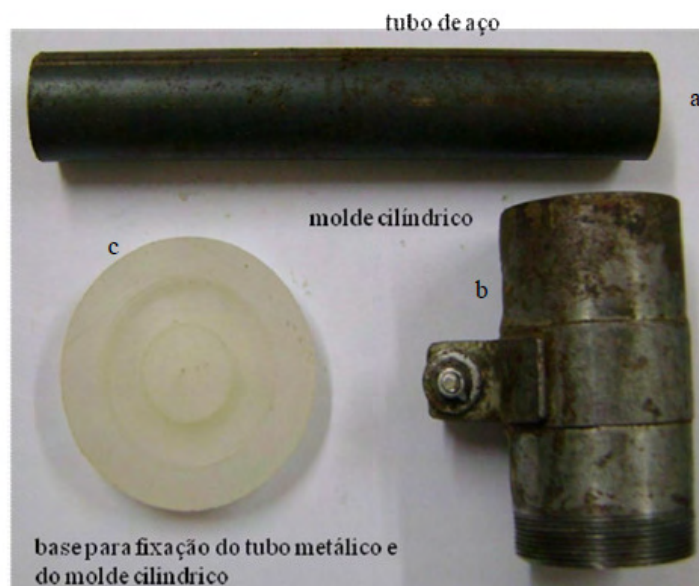


Figura 3.3 - Materiais utilizados na confecção dos corpos de prova. (a) tubo de aço, (b) molde cilíndrico e (c) base de nylon. Fonte: SILVA (2010).

A escolha do cimento CPV – ARI segue o que foi feito por VIEIRA (2010) e SILVA (2010), apesar do cimento utilizado na cimentação de poços de petróleo ser o cimento classe G pela norma da API (*American Petroleum Institute*), cujo equivalente na norma brasileira é o cimento CPP CLASSE G (FREITAS, 2007).

Já a escolha da preparação de uma pasta geopolimérica à base de caulim e silicato de sódio, a ser testada como condição de interface entre o tubo de aço e o cimento, deve-se ao fato deste tipo de material estar sendo testado como material cimentante em poços de petróleo (SILVA, 2008). Os geopolímeros são materiais preparados em ambientes alcalinamente ativados (o silicato de sódio é o ativador alcalino utilizado nesse trabalho) que apresentam boas propriedades mecânicas e térmicas e que tem como materiais precursores principais os resíduos industriais (como o caulim, por exemplo) e os solos residuais (SILVA, 2008). Existem muitas variáveis que podem interferir no desempenho do geopolímero, como os tipos e as razões molares dos ativadores, a temperatura de síntese e a energia de mistura (SILVA, 2008), no entanto este trabalho não estudará a influência destas variáveis, atendo-se somente à escolha de uma composição para síntese do geopolímero seguindo uma das composições recomendadas por SILVA (2008).

3.2.2 Preparação dos corpos de prova e condições ensaiadas

Foram realizados três ensaios de arrancamento, cada um com uma condição de interface diferente, quais sejam: **Lisa e seca** (mais tarde evocado por LS), consistindo no contato direto entre o aço e o cimento; **NaCl**, como sendo a interface com presença de uma solução de 3% de NaCl em 1L de água; e **GEO**, correspondendo à interface com presença de um geopolímero sintetizado à base de Caulim e silicato de sódio.

Os corpos de prova foram preparados da seguinte maneira: Inicialmente os tubos de aço galvanizado foram lixados para retirar ferrugem e a cobertura galvânica, e em seguida limpos com álcool etílico. A pasta de cimento foi preparada com cimento e água, seguindo a proporção água/cimento de 0,44, que é a razão padrão utilizada em cimentação de poços de petróleo, segundo FREITAS (2007) e ECONOMIDES *et al* (1997). A água e o cimento foram misturados manualmente durante 6 minutos, semelhante ao que fez SILVA (2008).

Para a condição LS, o tubo de aço foi inicialmente lavado com água potável e seco com álcool etílico. Nesta condição, o tubo de aço não passou por nenhum tipo de

tratamento químico. O corpo de prova foi moldado colocando-se o tubo de aço no molde e injetando a pasta de cimento com a ajuda de pequenos sacos plásticos em forma de funil.

A condição NaCl consistiu em realizar um tratamento químico na superfície do tubo de aço antes de colocá-lo no molde. Esse tratamento químico refere-se a borrifar sobre o tubo, uma solução de 3% de NaCl em 1L de água, correspondendo aproximadamente ao teor de sal na água do mar e utilizada nos fluidos de perfuração (SILVA, 2010). Após tratamento químico, o tubo é colocado no molde e o cimento é injetado da mesma maneira que na condição LS.

Para a condição GEO, antes de colocar o tubo no molde e injetar cimento, foi aplicado um revestimento geopolimérico à base de caulim e silicato de sódio na superfície do mesmo. Para a preparação do geopolímero, foi realizada inicialmente a calcinação do caulim à temperatura de 700°C durante 2h no forno Linn Elektro Therm IP20/Maximo 1340°C do laboratório LABEME/UFPB, mostrado na Fig. (3.4), fazendo com que o caulim atinja a condição de metacaulinita (SILVA, 2008). Em seguida misturou-se a metacaulinita com silicato de sódio e água nas seguintes quantidades: 75g de metacaulinita, 100g de silicato de sódio e 6g de água, seguindo uma das composições para a síntese do composto geopolimérico à base de metacaulinita propostas por SILVA (2008). Após a mistura manual dos precursores do geopolímero por 10 minutos, revestiu-se o tubo de cimento com uma camada do geopolímero sintetizado de aproximadamente 2mm e o mesmo foi levado até a Estufa com Circulação e Renovação de Ar SL 102/480 SOLAB do LSR/UFPB, mostrado na Fig. (3.5), para cura, permanecendo a 55°C durante 24h, condições que conferem ao geopolímero boas propriedades mecânicas (SILVA, 2008). A Figura 3.6 mostra o aspecto do tubo revestido por geopolímero antes da cura. Finalmente, depois de realizada a cura do geopolímero, colocou-se o tubo revestido por esse material no molde e o cimento foi injetado, finalizando a moldagem do corpo de prova. A Figura 3.7 mostra o aspecto do tubo revestido por geopolímero após o processo de cura.



Figura 3.4 - Forno utilizado na calcinação do caulim.



Figura 3.5 - Estufa utilizada para cura do geopolímero após o recobrimento do tubo de aço.

A metacaulinita precursora do geopolímero foi analisada por difração de raios-x, realizada no equipamento X-Ray Diffractometer da marca Siemens, modelo D 5000, operando com radiação $K\alpha$ de cobre, 30kV e 30mA, com varredura de 2θ entre 5° e 65° . O titânio foi utilizado como referência nas amostras. Essa análise foi realizada no LSR/UFPB. Também foram realizadas análises de transmissão na região do infravermelho do caulim *in natura* e do caulim calcinado (metacaulinita). Essas análises foram feitas em um espectrofotômetro de infravermelho BOMEM 100 do LTF/UFPB.

SILVA (2008) mostrou que, em condições alcalinas ($\text{pH} \approx 13$), a resistência mecânica do geopolímero cai com o aumento da quantidade de água, mas que, em contrapartida, sua trabalhabilidade melhora consideravelmente. Portanto, a escolha da composição para a síntese do geopolímero utilizada neste trabalho baseia-se no compromisso entre uma boa resistência mecânica e uma boa trabalhabilidade.



Figura 3.6 - Tubo revestido por geopolímero antes da cura.



Figura 3.7 - Tubo revestido por geopolímero após a cura.

Após a moldagem, todos os corpos de prova foram mantidos a uma temperatura de 60°C por um período de três dias. A escolha dessa temperatura é devido ao fato dessa ser a temperatura aproximada dos poços de petróleo nordestinos, como afirma SILVA (2010). Os corpos de prova foram transportados até a máquina de ensaios em caixas de poliestireno expandido, onde foram ensaiados também a 60°C. A máquina de ensaios utilizada foi a Shimadzu Servopulser, com célula de carga de 50kN e que possui um forno integrado, o que possibilitou a realização dos ensaios numa temperatura acima da ambiente. A velocidade de avanço escolhida para o ensaio foi de 0,01 mm/s, seguindo o que foi feito por SILVA (2010). A Figura 3.8 mostra o corpo de prova pronto para ser ensaiado e durante a realização do ensaio.



(a)



(b)

Figura 3.8 - (a) Corpo de prova pronto para ensaio e (b) corpo de prova sendo ensaiado.

3.3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO ENSAIO ESTÁTICO DE ARRANCAMENTO

O ensaio estático de arrancamento descrito anteriormente foi simulado no software de cálculo por elementos finitos Cast3M, desenvolvido pelo *Commissariat à l'Énergie Atomique* (CEA), situado na França. A simulação foi feita a partir da reprodução no software da geometria dos corpos de prova e da implementação do modelo de interface combinando dano e atrito, descrito no capítulo II. Em seguida, é imposto à malha referente ao tubo de aço um deslocamento vertical para baixo de onde se calculam as reações nos nós da parte superior desta malha, na direção vertical, e a partir daí constrói-se o gráfico força de reação *versus* deslocamento vertical.

3.3.1 Construção da malha em elementos finitos

O modo axissimétrico foi utilizado neste trabalho. Neste modo de cálculo, basta que uma das seções simétricas em relação ao eixo central da geometria do ensaio estático de arrancamento seja representada que o software considerará a geometria cilíndrica resultante daquela seção. A Figura 3.9 mostra as dimensões consideradas para a construção da geometria a ser simulada e a Fig. (3.10) mostra a malha utilizada na simulação.

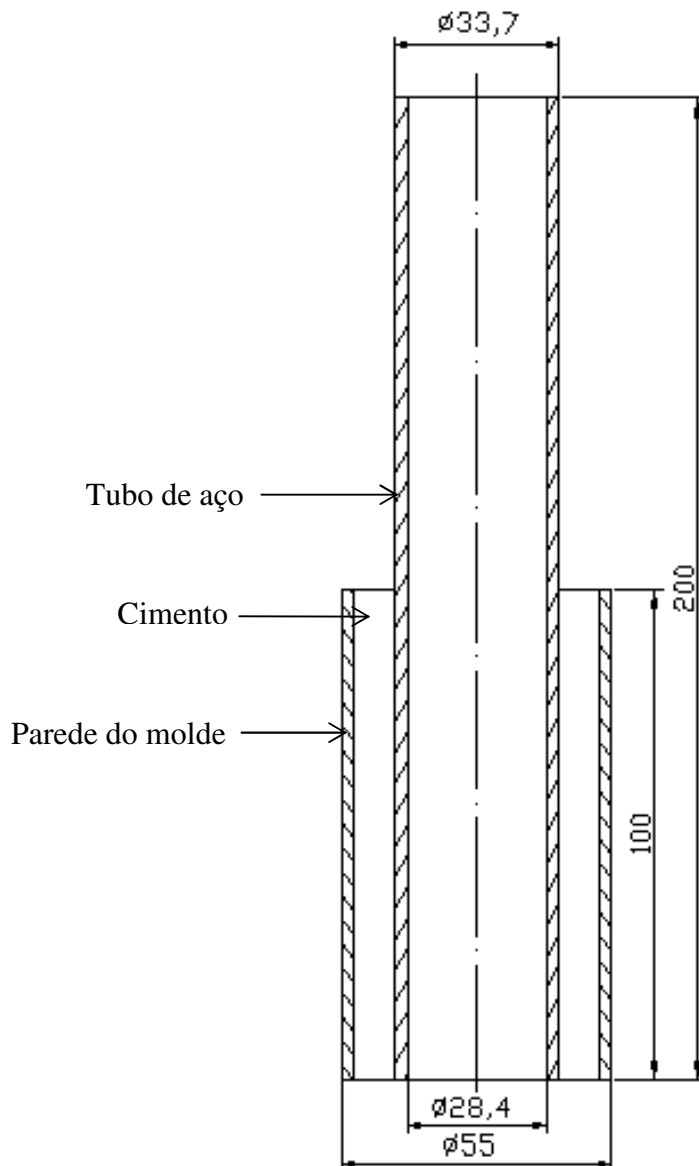


Figura 3.9 - Representação da geometria usada na simulação (dimensões em milímetros, fora de escala).

Com o software Cast3M, foram criadas três malhas de elementos finitos diferentes, sendo:

- ✓ Uma bidimensional representando o tubo de aço, com 600 elementos quadrangulares a 4 nós;
- ✓ Uma bidimensional representando o revestimento cimentício, com 1000 elementos quadrangulares a 4 nós;
- ✓ Uma unidimensional representando a interface aço-cimento, com 100 elementos lineares a 2 nós;

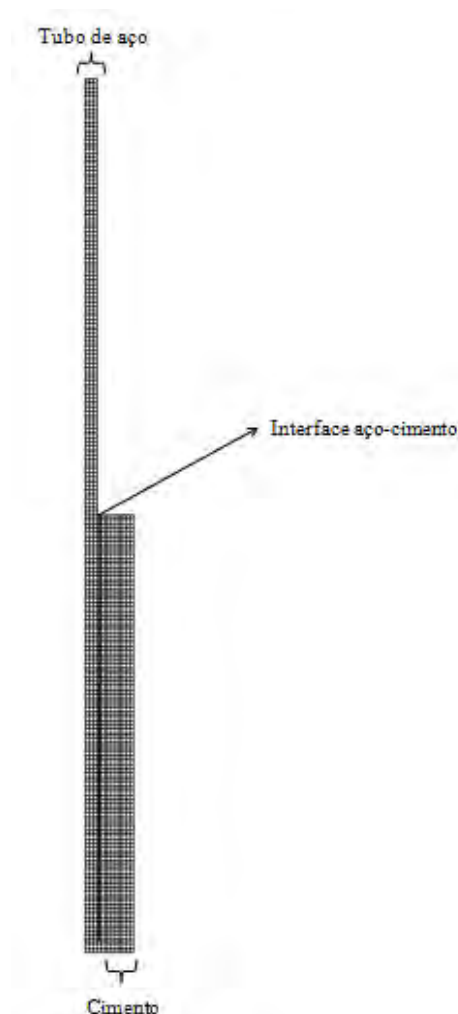


Figura 3.10 - Malha usada no ensaio de arrancamento.

A quantidade de elementos apresentou influência considerável no tempo de cálculo, aumentando-o à medida que o número de elementos aumentou. Observou-se

também com esse aumento que a variação nos resultados era desprezível, levando a conclusão de que já havia se chegado a uma malha satisfatoriamente refinada.

3.3.2 Condições de contorno e aplicação da carga

Algumas condições de contorno foram aplicadas à malha. Essas condições são mostradas na Fig. (3.11).

A carga é calculada a partir da reação da malha referente ao tubo de aço em relação ao deslocamento imposto na linha superior da mesma, como mostrado na Fig. (3.11). A velocidade do deslocamento imposto é a mesma do ensaio de arrancamento real, ou seja, 0,01 mm/s.

Deslocamento imposto



Linha engastada



Figura 3.11 - Engaste e aplicação da carga.

3.3.3 Propriedades dos materiais e parâmetros do modelo

Como não há uma metodologia normatizada para a medição do módulo de elasticidade da argamassa endurecida, adaptou-se a relação empírica recomendada pela NBR 6118:2007 para atribuição das propriedades mecânicas do concreto, semelhante ao que foi feito por MOHAMAD *et al* (2009) que adaptou a NBR 8522:2008 com a mesma finalidade. As propriedades adotadas para o aço também são recomendadas pela NBR 6118:2007. A Tabela 3.1 agrupa os valores adotados para essas propriedades.

Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas do aço e do cimento

Propriedade	Material	
	Aço	Cimento
Módulo de elasticidade longitudinal (Gpa)	210	27,4
Coefficiente de poisson	0,3	0,2
Massa específica (kg/m ³)	7850	2500

O módulo de elasticidade do cimento foi calculado a partir da expressão abaixo, fornecida pela NBR 6118:2007:

$$E_{ci} = 5600 f_{ck}^{1/2} \quad (45)$$

onde E_{ci} é o módulo de elasticidade do cimento e f_{ck} é a resistência característica à compressão do cimento. O valor de f_{ck} usado para efetuar o cálculo acima foi de 24 MPa, como recomendado pela NBR 5733:1991, para um tempo de cura de 3 dias.

Os parâmetros utilizados no modelo para a simulação do ensaio de arrancamento foram agrupados na Tab. (3.2). Cada combinação de parâmetros equivale a uma das condições ensaiadas. Devido à natureza do carregamento ser puramente cisalhante (modo II), utilizou-se a formulação para modo puro de carregamento do modelo de interface descrito no capítulo II.

Tabela 3.2 – Parâmetros do modelo de interface

Parâmetro	Simulação		
	LS	NaCl	GEO
Rigidez normal da interface (k_n , em N/mm^3)	3,80	4,00	2,00
Rigidez tangencial da interface (k_s , em N/mm^3)	3,80	4,00	2,00
Energia de ativação em modo II (G_{oII} , em N/mm)	0,14	0,195	0,025
Energia crítica em modo II (G_{cII} , em N/mm)	0,48	0,95	0,10
Expoente da força de pilotagem do dano (N)	2,00	2,50	1,80
Coeficiente de atrito (μ)	0,47	0,47	0,47
Pressão na interface (P, em MPa)	4,00	4,50	1,95

Todos os valores, exceto o do coeficiente de atrito μ , foram escolhidos baseando-se nos resultados experimentais obtidos. O valor de μ obedece aos resultados obtidos por BALTAY e GJELSVIK (1990) e WANG *et al* (2005).

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 RESULTADOS EXPERIMENTAIS – ENSAIOS DE ARRANCAMENTO

Neste capítulo são apresentados os resultados experimentais obtidos neste trabalho. É importante salientar que estes resultados foram obtidos em cooperação com outros pesquisadores que integram o projeto intitulado “Avaliação da aderência tubo metálico-pasta de cimento e pasta de cimento-formação rochosa através de ensaios cíclicos aplicável em poços de petróleo”. Destacam-se como frutos desse projeto de pesquisa os trabalhos de SILVA (2010) e VIEIRA (2010), que foram as referências principais para esse estudo experimental.

As Figuras 4.1, 4.2 e 4.3 mostram as curvas força-deslocamento obtidas após a realização dos ensaios estáticos de arrancamento. As curvas mostradas na Fig. (4.1) e na Fig. (4.2) foram parte do trabalho de tese realizado por SILVA (2010), que mostrou que essas duas condições de interface, combinadas às condições de cura adotadas para as mesmas, resultaram nos melhores níveis de aderência dentre as condições estudadas.

A Figura 4.3 é resultado do ensaio de arrancamento com uma nova condição de interface proposta por esse trabalho de dissertação, consistindo num revestimento geopolimérico entre a camada de cimento e o tubo de aço.

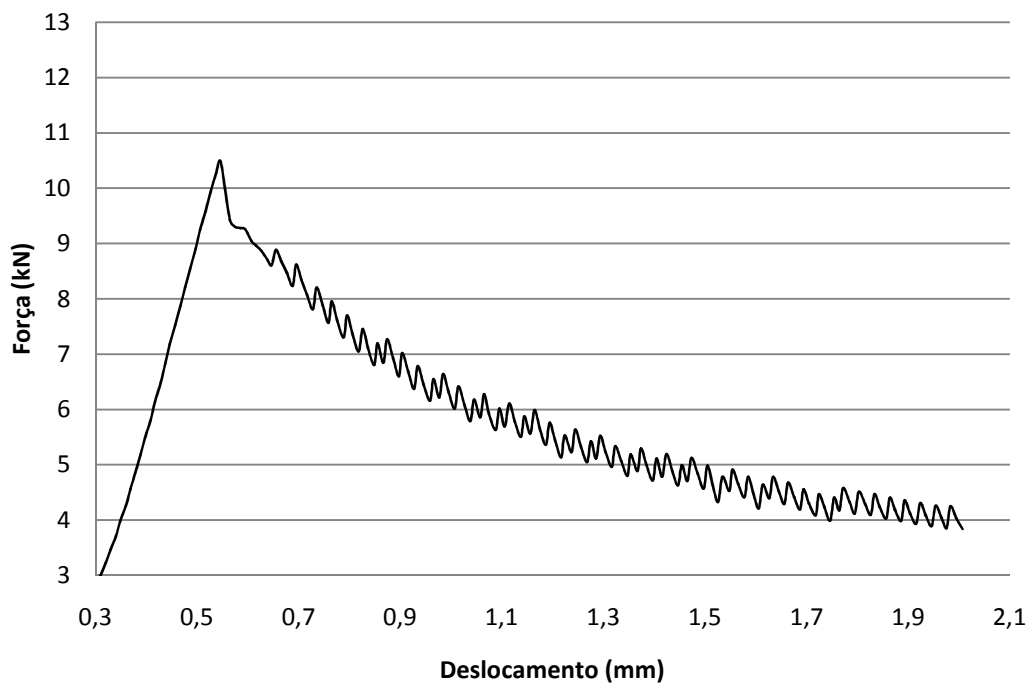


Figura 4.1 – Curva obtida após ensaio de arrancamento na condição LS.

Fonte: SILVA (2010).

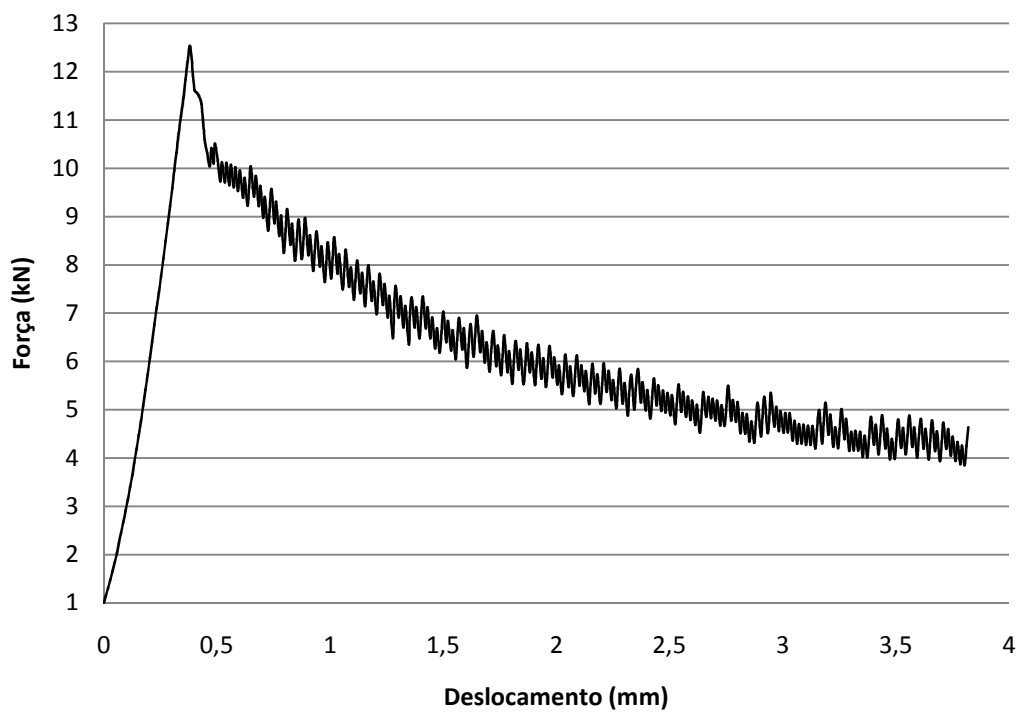


Figura 4.2 – Curva obtida após ensaio de arrancamento na condição NaCl.

Fonte: SILVA (2010).

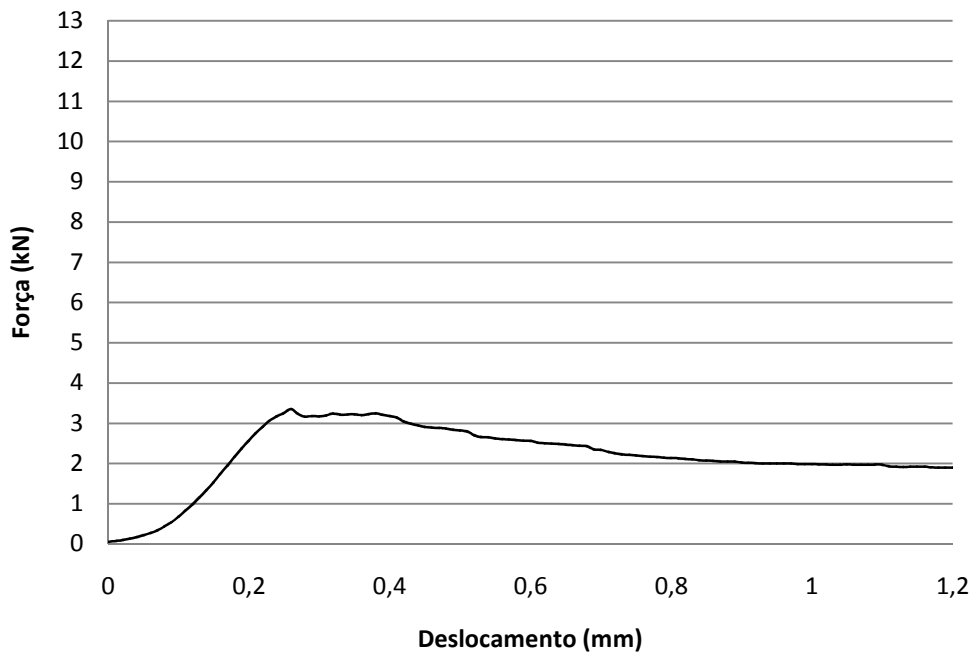


Figura 4.3 – Curva obtida após ensaio de arrancamento na condição GEO.

A Tabela 4.1 agrupa os valores das forças máximas de aderência (picos das curvas) dos três ensaios, dos deslocamentos associados a essas forças e das forças de atrito devido ao contato que surge após a completa perda de aderência em cada amostra.

Tabela 4.1 – Valores obtidos nos ensaios de arrancamento

Parâmetro	Ensaio		
	LS	NaCl	GEO
Força máxima de aderência (kN)	10,48	12,52	3,35
Deslocamento associado à força máxima (mm)	0,54	0,38	0,26
Força de atrito aproximada (kN)	4,00	4,00	2,00

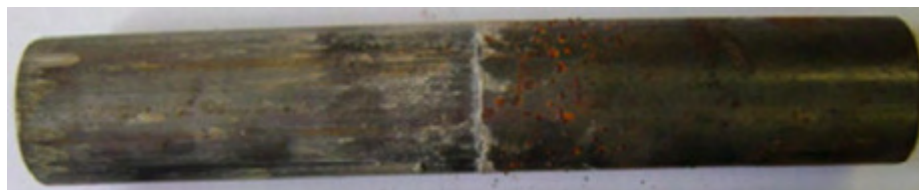
Observa-se que as curvas das três amostras ensaiadas apresentam comportamentos semelhantes, apesar de nem a força máxima de aderência nem a força de atrito serem as mesmas e que estes comportamentos seguem o resultado típico de um ensaio de arrancamento, conforme mostrado no item 3.2.

Nos três casos, a curva apresentou inicialmente um comportamento linear, representando a perfeita aderência entre o aço e o cimento. Este comportamento linear persistiu até que a força máxima de aderência fosse atingida. Depois de atingida a força de aderência máxima, a interface danificou-se progressivamente até a ruptura total, sendo este fenômeno identificado pela queda gradativa do valor da força de aderência até um valor constante, equivalente à força de atrito, seguindo o mesmo comportamento mostrado na Fig. (3.2).

Notadamente, a condição de interface NaCl apresentou maior tensão de aderência em relação às outras amostras e isto pode ser justificado pelo fato das espécies iônicas presentes neste sal acelerarem a hidratação do cimento, aumentando a sua resistência em pequenas idades, conforme afirma SILVA (2010). O mesmo autor afirma também que os íons de cloro atuam cataliticamente no processo de corrosão da tubulação metálica, causando a corrosão do mesmo e criando uma superfície mais rugosa, melhorando a aderência.



(a)



(b)



(c)

Figura 4.4 - Tubos de aço após o ensaio. (a) Condição LS, (b) condição NaCl e (c) condição GEO.

Conforme observado na Tab. (4.1), a tensão de aderência na condição GEO foi a menor dentre as demais testadas. De acordo com o que foi mostrado por SILVA (2008), a resistência mecânica do composto geopolimérico cai com o aumento do teor de água. Apesar disso, neste trabalho sintetizou-se geopolímero com água em sua composição pelo fato da adição desta substância melhorar consideravelmente a trabalhabilidade do composto geopolimérico, facilitando a sua manipulação (SILVA, 2008). Portanto, a baixa tensão de aderência obtida a partir da condição de interface GEO deve-se ao fato da composição utilizada para a síntese do geopolímero não ter sido a melhor encontrada na literatura. Somado a isso, é provável que a água presente no cimento também tenha entrado em contato com o geopolímero no momento da moldagem do corpo de prova, contribuindo para a queda da resistência deste último. Observa-se também que o geopolímero aderiu melhor ao cimento do que ao aço. A Figura 4.4 (c) mostra que não restou geopolímero aderido ao tubo de aço após a realização do ensaio. Já a Fig. (4.5) e a Fig. (4.6) mostram que todo o revestimento geopolimérico ficou aderido ao cimento após a realização do ensaio. Isso pode ser justificado pela maior porosidade do cimento em relação ao aço, favorecendo a adesão no primeiro componente.

É importante salientar que neste trabalho não se buscou uma condição de interface ótima entre o aço e o cimento, e sim, propor um modelo matemático capaz de simular qualquer que seja a condição de interface adotada, apresente ela maior ou menor nível de aderência.

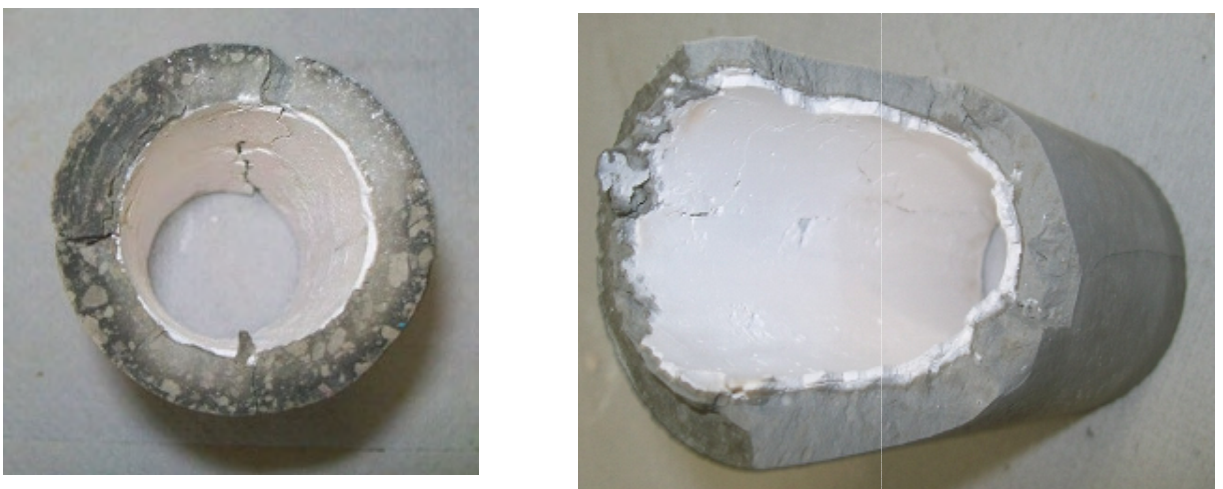


Figura 4.5 – Vista superior inteira e em seção do revestimento de cimento pós-ensaio na condição GEO.

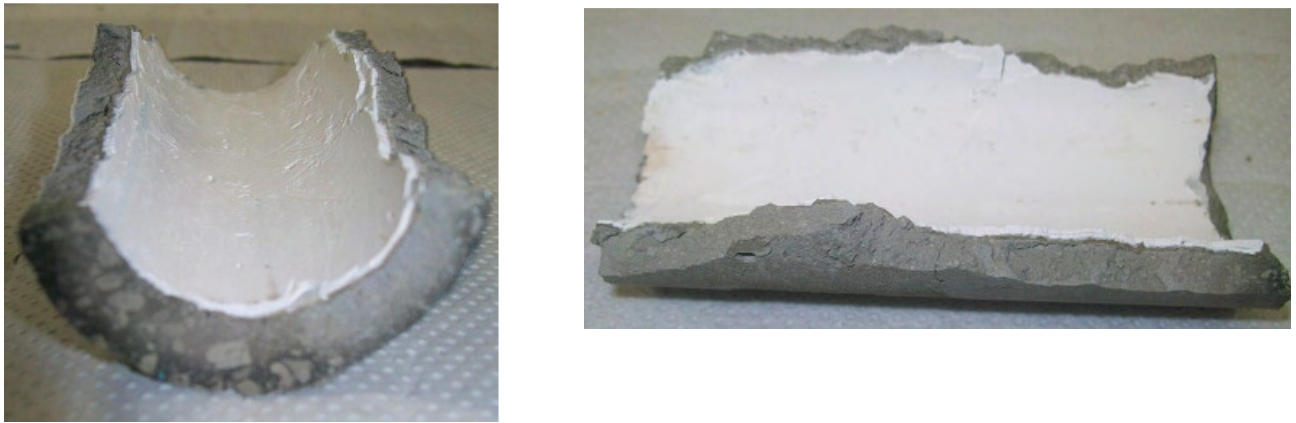


Figura 4.6 – Vistas frontal e lateral, em perspectiva, do revestimento de cimento pós-ensaio na condição GEO.

4.2 SIMULAÇÃO DO ENSAIO ESTÁTICO DE ARRANCAMENTO

O objetivo desta dissertação é propor e validar um modelo matemático capaz de simular o comportamento mecânico da interface aço-cimento. Para tanto, realizaram-se simulações seguindo o modelo descrito no capítulo II e nas condições detalhadas no capítulo III. O modelo foi implementado no software de elementos finitos Cast3M. As Figuras 4.7, 4.8 e 4.9 mostram as curvas força-deslocamento obtidas e a comparação com os resultados experimentais.

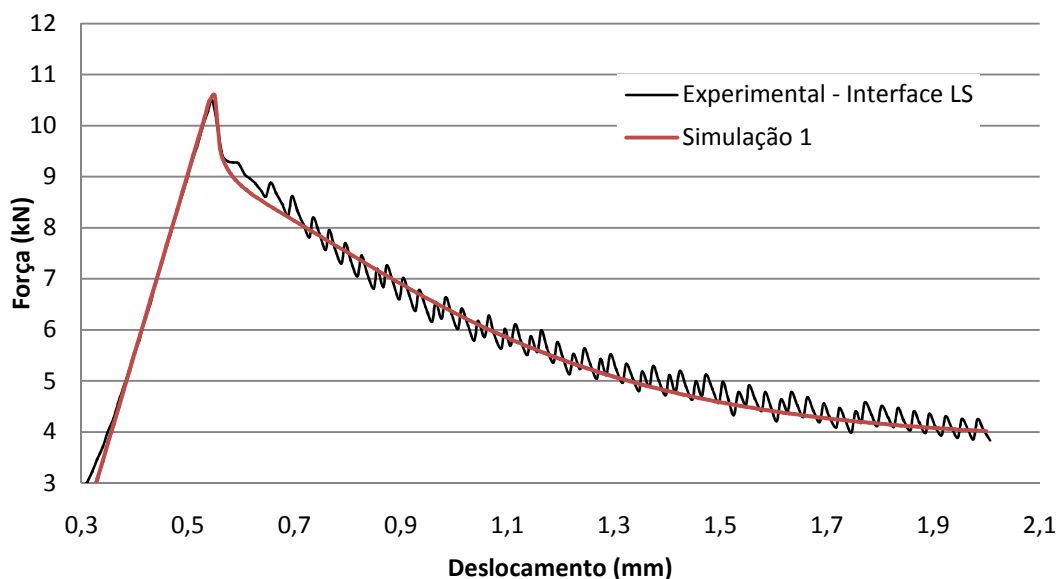


Figura 4.7 - Comparação entre resultado experimental e numérico na condição LS.

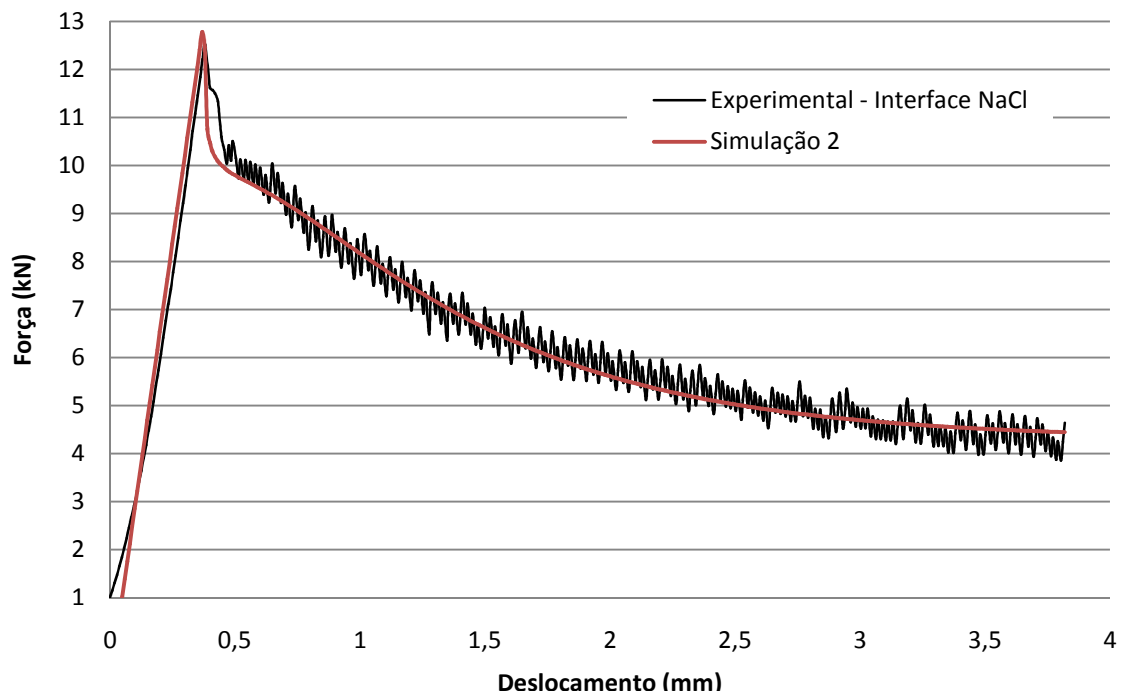


Figura 4.8 - Comparação entre resultado experimental e numérico na condição NaCl.

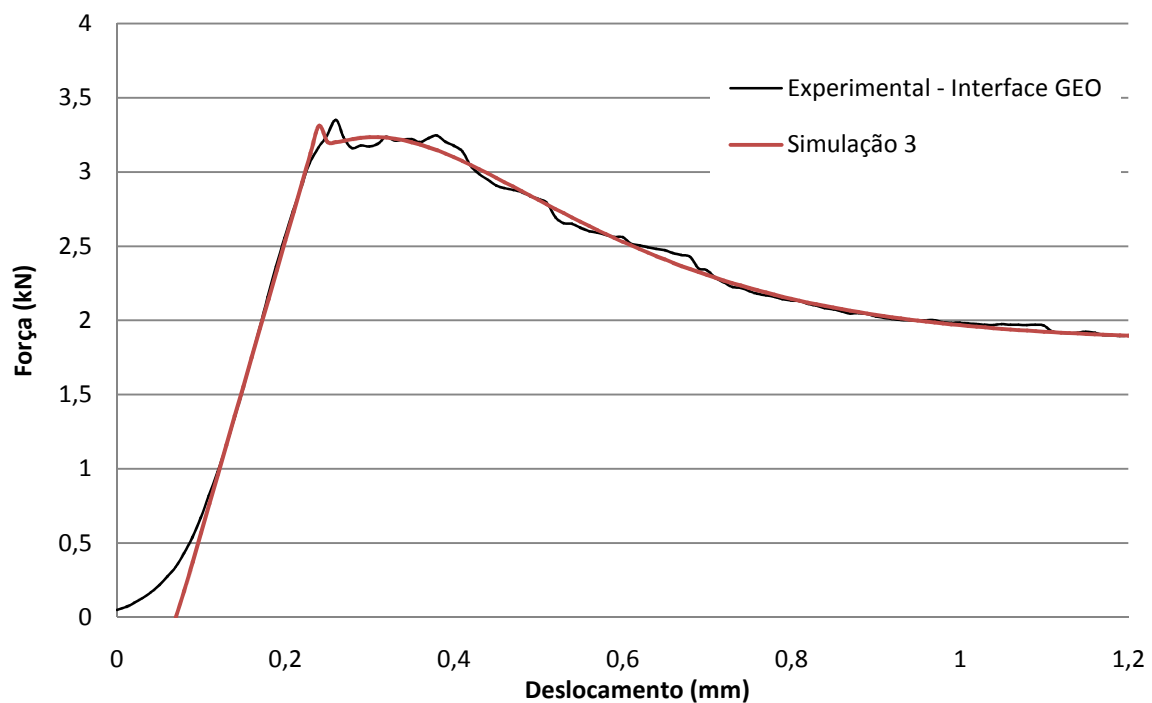


Figura 4.9 - Comparação entre resultado experimental e numérico na condição GEO.

A Tabela 4.2 apresenta os valores calculados para as razões entre as energias de ativação (G_o) e crítica (G_c) utilizadas nas simulações. Estes valores foram calculados dividindo-se, para cada simulação, o valor de G_o pelo valor de G_c , mostrados na Tab. (3.2). Sendo assim, quanto menor o valor da razão calculada, menor a quantidade de energia utilizada para ativar o dano. Os resultados mostrados nesta tabela indicam que o dano surge mais rapidamente na condição NaCl, haja visto que para que o dano seja ativado nesta condição, é necessário que atinja-se um patamar de energia igual a 20,53% da energia total gasta para separar totalmente os dois materiais, valor portanto inferior ao alcançado pelas outras duas condições de interface.

A Tabela 4.3 apresenta os valores calculados para as razões entre o deslocamento de início do dano e o deslocamento total observados nos experimentos. Estes valores foram calculados dividindo-se o valor do deslocamento no momento em que o dano surge (deslocamento no momento em que se atinge a força máxima de aderência nos experimentos) pelo deslocamento total observado em cada ensaio, mostrados nas Fig. (4.1), (4.2) e (4.3). Portanto, quanto menor o valor da razão calculada, menor será o deslocamento necessário para iniciar o dano na interface. Observando-se esta tabela constata-se que a condição NaCl é aquela onde se desloca menos (10% do deslocamento total) para que o dano seja ativado.

Comparando-se os resultados mostrados na Tab. (4.2) e na Tab. (4.3), constata-se que os valores escolhidos para G_o e para G_c são coerentes com os experimentos realizados, haja visto que as duas tabelas apresentadas nos levam à mesma conclusão, ou seja, que o dano inicia-se mais rapidamente na condição de interface NaCl.

Tabela 4.2 - Razões entre as energias de ativação (G_o) e crítica (G_c) utilizadas na simulação

Razão entre G_o e G_c (%)		
Simulação		
LS	NaCl	GEO
29,17%	20,53%	25,00%

Tabela 4.3 - Razões entre o deslocamento de início do dano e o deslocamento total observados nos experimentos

Razão entre o deslocamento de início do dano e o deslocamento total (%)		
Condição ensaiada		
LS	NaCl	GEO
27,00%	10,00%	21,67%

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1 CONCLUSÕES

No presente trabalho buscou-se a validação de um modelo matemático que descrevesse o comportamento mecânico do sistema aço-cimento, constituintes do poço de petróleo, quando submetido à solicitação mecânico-estática. A observação da influência de diferentes condições de interface sobre a resposta desse sistema também foi realizada. Partindo-se da observação dos resultados obtidos, chega-se às seguintes conclusões:

- 1) As curvas força-deslocamento obtidas experimentalmente apresentam comportamento coerente com as curvas observadas na literatura para outros materiais compósitos submetidos ao ensaio estático de arrancamento;
- 2) Dentre as condições de interface ensaiadas, a que apresentou melhores resultados foi a condição NaCl. Isso se justifica principalmente pela influência positiva dos íons de cloro sobre a hidratação do cimento e por esses mesmos íons favorecerem a corrosão da superfície do tubo de aço, melhorando a aderência nessa superfície;
- 3) Os resultados numéricos obtidos reproduziram bem o que foi visto experimentalmente, apesar de que nas duas primeiras condições de interface simuladas (LS e NaCl) não se conseguiu reproduzir na simulação o comportamento oscilante das curvas experimentais. Isso só seria conseguido se fosse tomado para a força de atrito uma lei oscilatória, o que não foi feito, visto que foi tomado para a força normal entre os corpos um valor constante.
- 4) O modelo de interface proposto reproduz a evolução do dano na interface e a combinação com a formulação para o atrito fornece uma resposta coerente com o que foi observado nos ensaios experimentais realizados;

5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Os seguintes aspectos considerados importantes mas que não foram investigados nesse estudo podem ser sugeridos como integrantes de trabalhos posteriores:

- a) Testar novas condições de interface na intenção de melhorar a aderência entre o aço e o cimento, com destaque para o uso dos compostos geopoliméricos nessa interface;
- b) Como as formulações para o dano e para o atrito na interface são independentes, podem-se usar outros tipos de relação para a força de pilotagem do dano e para o atrito;
- c) Incorporar o efeito da temperatura ao modelo proposto;
- d) Simular a resposta do sistema aço-cimento quando submetidos a esforços dinâmicos.

REFERÊNCIAS

ABAQUS, 2007. ABAQUS 6.7 User's Manual, Dassault Systems, Providence, RI.

ALFANO, G., SACCO, E., “Combining interface damage and friction in a cohesive-zone model”. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 2006, 65(5): 542-582.

ALFANO, G., CRISFIELD, M.A., “Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues”. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 2001; **50**(7):1701–1736.

ALLIX, O., LADEVEZE, P., “Interlaminar interface modelling for the prediction of delamination”. *Composite Structures*, 22(4):235–242, 1992.

ALLIX, O., LADEVEZE, P., “Damage mechanics of interfacial media: Basic aspects, identification and application to delamination”, In: Allen, D.H. and Voyiadjis, G.Z. (eds), *Damage and Interfacial Debonding in Composites, Studies in Applied Mechanics* 44, pp. 167-188, Elsevier Science B.V., Amsterdam, 1996.

ALLIX, O., LADEVÈZE, P., CORIGLIANO, A., “Damage Analysis of Interlaminar Fracture Specimens”. *Composite Structures*, 31: 61-74, 1995.

ALLIX, O., LADEVEZE, P., GORNET, L., LEVEQUE, D., PERRET, L.A., “Computational Damage Mechanics Approach for Laminates: Identification and Comparison with Experimental Results”, In: Voyiadjis, G.Z., Ju, J.-W. and

Chaboche, J.-L. (eds), *Damage Mechanics in Engineering Materials, Studies in Applied Mechanics* 46, pp. 481-500, Elsevier Science Ltd, Oxford, U.K., 1998.

ALLIX, O., LÉVÊQUE, D., PERRET, L., “Identification and forecast of delamination in composite laminates by an interlaminar interface model”. *Composites Science and Technology*, 58(5):671–678, 1998.

ANDREWS, G. E., ASKEY, R., ROY, R., *Special functions*. Cambridge University Press, Cambridge, 1999.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 5733 – Cimento Portland de alta resistência inicial. Rio de Janeiro, 1991.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6118 – Projeto de estruturas de concreto - Procedimento. Rio de Janeiro, 2007.

BALTAY, P., GJELSVIK, A., “Coefficient of Friction for Steel on Concrete at High Normal Stress”. *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol 2, n° 1, pp. 46-49, 1990.

BARENBLATT, G. I., “The formation of equilibrium cracks during brittle fracture: general ideas and hypotheses, axially symmetric cracks”. *Applied Mathematics and Mechanics*, 23:622–636, 1959.

BARENBLATT, G. I., “The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture”. *Advances in Applied Mechanics*, 7:55–129, 1962.

BECHER, V. T., SOTTOS, N. R., “Application of debond length measurements to examine the mechanics of fiber pushout”. *J. Mech. Phys. Solids*, **46**, 1675-1697, 1998.

- BERTHET, J. F., YURTDAS, I., DELMAS, Y., LI, A., “Evaluation of the adhesion resistance between steel and concrete by push out test”. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 31, 75-83, 2011.
- BERTSEKAS, D. P., *Constrained Optimization and Lagrange Multiplier Methods*. Academic Press, New York, 1982.
- BRISOTTO, D. S., 2006, “Um modelo de fissura incorporada para a análise da fissuração em peças de concreto armado fletidas via Método de Elementos Finitos”. Dissertação de mestrado UFRGS. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil.
- BRISOTTO, D. S., BITTENCOURT E., D’AVILA, V.M.R., “Um modelo elasto-plástico para a aderência da interface entre concreto e reforço de aço”. *Mecânica Computacional* Vol XXIX, págs. 5213-5226, Buenos Aires, Argentina, 2010.
- CASTEM, CEA, <http://www-cast3m cea.fr/cast3m/>. *CAST3M - User Manual*, 2003.
- CHANDRA, N., GHONEM, H., 2001. “Interfacial mechanics of push-out tests: theory and experiments”. *Composites Part A—Applied Science and Manufacturing* 32 (3–4), 575–584.
- CHANDRA N., LI H., SHET C., GHONEM H., “Some issues in the application of cohesive zone models for metal-ceramic interfaces”. *International Journal of Solids and Structures* 2002; 39:2827–2855.
- DE BARROS, S., CHAMPANEY, L., *Modélisation des assemblages collés*. Sarrebruck: Éditions universitaires européennes, 2010. ISBN 978-613-1-52418-9.
- DUGDALE, D. S., “Yielding of steel sheets containing slits”. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 8:100–104, 1960.
- ECONOMIDES, M. J., WATTERS, L. T., DUNN-NORMAN, S., *Petroleum well construction*. John Wiley and Sons, 1997. Duncan, Oklahoma.

- FREITAS, J.J., 2007, “Validação de uma metodologia de ensino de resistência ao cisalhamento para avaliação da aderência de interfaces revestimento metálico - bainha de cimento aplicada a poços de petróleo”. Dissertação de mestrado UFRN. Centro de Tecnologia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
- GIACHETTI, L., GRANDINI, S., CALAMAI, P., FANTINI, G., RUSSO, D. S., “Translucent fiber post cementation using light- and dual-curing adhesive techniques and a self-adhesive material”. *Journal of dentistry* 37, 638-642, 2009.
- GORNET, L., IJAZ, H., CARTIÉ D.D.R., “Inelastic Interface Damage Modeling with Friction Effects: Application to Z-Pinning Reinforcement in Carbon Fiber Epoxy Matrix Laminates”. *International Journal of Solids and Structures* 2010; **38**(46–47):8547–8562.
- HILLERBORG, A., MODÉER, M., PETERSSON, P. E., Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and Concrete Research*, 6:773–782, 1976.
- LIN G., GEUBELLE P.H., SOTTOS N.R., “Simulation of fibre debonding with friction in a model composite push-out test”. *International Journal of Solids and Structures* 2001; **38**(46–47):8547–8562.
- LUSAS, User Manual, FEA Ltd: Kingston-upon-Thames, UK, 1999.
- MASTORAS, K., VASILADIS, L., KOULAOUZIDOU, E., GOGOS, C., “Evaluation of Push-out Bond Strength of Two Endodontic Post Systems”. *Journal of Endodontics* 38, 510-514, 2012.
- MI, Y., CRISFIELD, M. A., DAVIES, G. A. O., HELLWEG, H. B., “Progressive delamination using interface elements”. *Journal of Composite Materials*, 32(14):1246–1272, 1998.

- MOHAMAD, G., NETO, A. B. da S. S., PELISSER, F., LOURENÇO, P. B., ROMAN, H. R., “Caracterização mecânica das argamassas de assentamento para alvenaria estrutural – previsão e modo de ruptura”. *Revista Matéria*, v.14, n.2, 824-844, 2009.
- NAGAS, E., UYANIK, O., DURMAZ, V., CEHRELI, Z. C., “Effect of plunger diameter on the push-out bond values of different root filling materials”. *International Endodontic Journal* 44, 950-955, 2011.
- NGUYEN, H. T., KIM, S. E., “Finite element modeling of push-out tests for large stud shear connectors”. *Journal of Constructional Steel Research* 65, 1909-1920, 2009.
- REEDER, J.R., An evaluation of mixed-mode delamination failure criteria. Technical Memorandum 104210, NASA, 1992.
- ROBINSON, P., SONG, D.Q., “A modified DCB specimen for mode I testing of multidirectional laminates”. *Journal of Composite Materials* 1992; 26(11):1554–1577.
- SILVA, E. P., 2010, “Avaliação da aderência em estruturas tubulares metálicas revestidas com material cimentício sob esforços estáticos e dinâmicos”. Tese de doutorado UFPB. Centro de Tecnologia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
- SILVA, K. C. G., 2008, “Potencial de Ativação Alcalina de Materiais Residuais Aluminossilicosos no Desenvolvimento de Matrizes Cimentícias”. Dissertação de mestrado UFPB. Centro de Tecnologia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
- VALOROSO, N., CHAMPANEY, L., “A damage-mechanics-based approach for modeling decohesion in adhesively bonded assemblies”. *Engineering Fracture Mechanics*, 2006a. in press.

- VALOROSO, N., CHAMPANEY, L., “A damage-friction formulation for the de-cohesion analysis of adhesive joints”, in B.H.V. Topping, G. Montero, R. Montenegro, (Editors), “Proceedings of the Fifth International Conference on Engineering Computational Technology”, Civil-Comp Press, Stirlingshire, UK, Paper 103, 2006b. Doi:10.4203/ccp.103.
- VIEIRA, A. A. P., 2010, “Microdureza aplicada ao estudo do dano em revestimentos compósitos para superfícies metálicas”. Tese de doutorado UFPB. Centro de Tecnologia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
- WANG, H., LI, H., YAN, F., “Synthesis and tribological behavior of metakaolinite-based geopolymer composites”. *Materials Letters* 59, 3976-3981, 2005.
- XU, C., SUGIURA, K., WU, C., SU, Q., “Parametrical static analysis on group studs with typical push-out tests”. *Journal of Constructional Steel Research* 72, 84-96, 2012.
- XUE, D., LIU, Y., YU, Z., HE, J., “Static behavior of multi-stud shear connectors for steel-concrete composite bridge”. *Journal of Constructional Steel Research* 74, 1-7, 2012.
- YOU, J.- H., LUTZ, W., GERGER H., SIDDIQ, A., BRENDDEL, A., HÖSCHEN, C., SCHMAUDER, S., “Fiber push-out study of a copper matrix composite with an engineered interface: Experiments and cohesive element simulation”. *International Journal of Solids and Structures* 2009 ; 46:4277–4286.

ANEXO I

CARACTERIZACAO DA METACAULINITA E DO SILICATO DE SÓDIO

A metacaulinita precursora do geopolímero foi analisada por difração de raios-x, realizada no equipamento X-Ray Diffractometer da marca Siemens, modelo D 5000, operando com radiação $K\alpha$ de cobre, 30kV e 30mA, com varredura de 2θ entre 5° e 65° . O titânio foi utilizado como referência nas amostras. Essa análise foi realizada no LSR/UFPB. Também foram realizadas análises de transmissão na região do infravermelho do caulim *in natura* e do caulim calcinado (metacaulinita). Essas análises foram feitas em um espectrofotômetro de infravermelho BOMEM 100 do LTF/UFPB.

A forma difusa do espectro resultante da análise por difração de raio-x, mostrada na Fig. I, indica a amorfização do caulim (SILVA, 2008).

As bandas que aparecem em torno de 3695 cm^{-1} e 3620 cm^{-1} , atribuídas ao modo de deformação axial assimétrica e simétrica das hidroxilas ligadas ao Al e da água livre, são claramente evidentes nas amostras de precursores *in natura* (Fig. II), tenderam a serem menos intensa, ou praticamente inexistente, nos precursores calcinados (Fig. III). Isto evidencia a quebra da estrutura cristalina da caulinita, conforme constatado pelos difratogramas de raios-x (SILVA, 2008) .

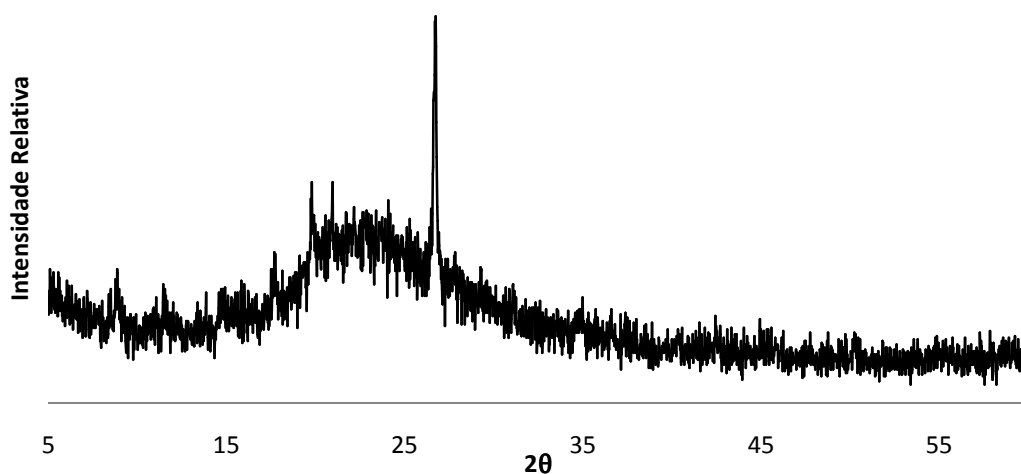


Figura I. Difratoograma da metacaulinita utilizada na sintetização do composto geopolimérico.

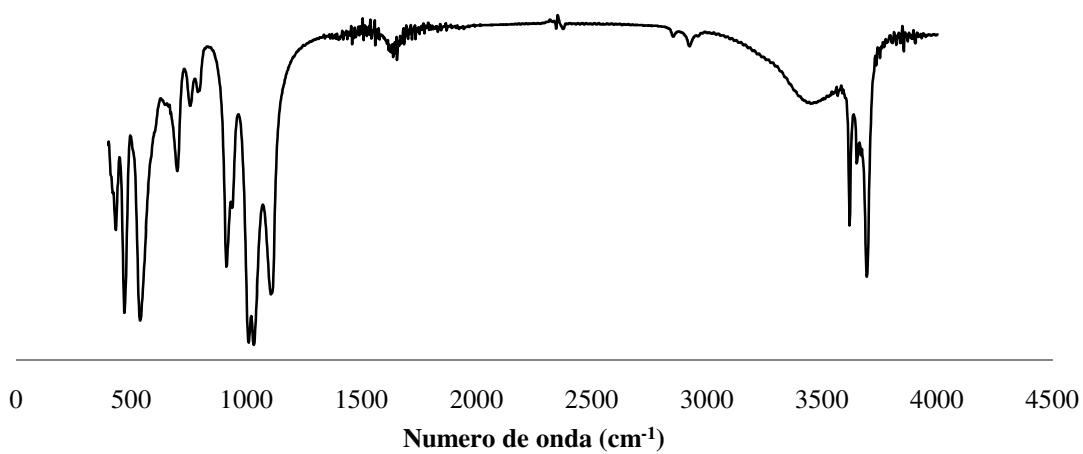


Figura II - Espectros de transmissão na região do infravermelho do caulin *in natura*.

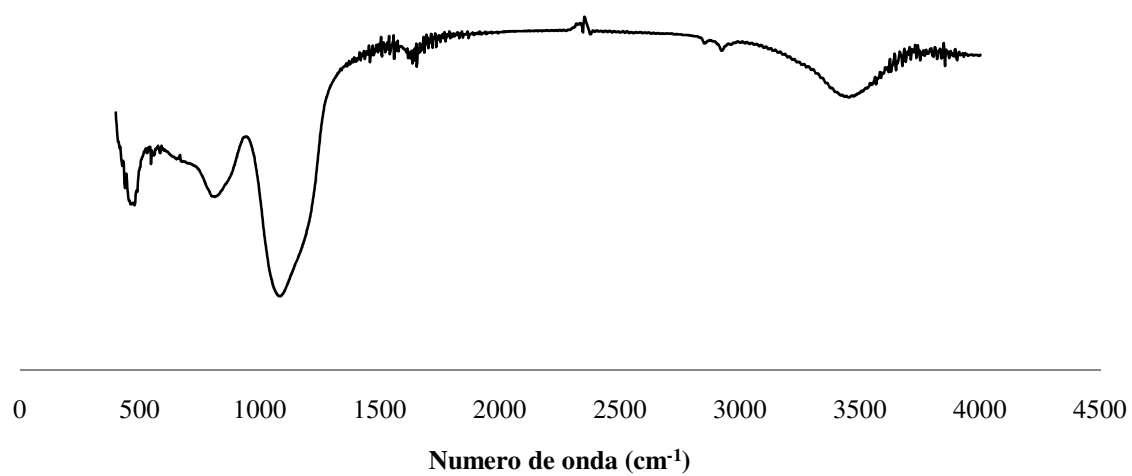


Figura III - Espectros de transmissão na região do infravermelho do caulim calcinado.