CEFET/RJ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

PREVISÃO DA PRESSÃO MÁXIMA POR TAXA DE LIBERAÇÃO DE ENERGIA EM TUBULAÇÕES REPARADAS

Pedro Affonso Lacerda Zugliani

Dissertação de mestrado apresentada ao programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia dos materiais, do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET-RJ, como parte dos requisitos à obtenção do título de mestre.

Orientador: Silvio Romero de Barros

Coorientadora: Doina Mariana Banea

Rio de Janeiro

Dezembro de 2017

PREVISÃO DA PRESSÃO MÁXIMA POR TAXA DE LIBERAÇÃO DE ENERGIA EM TUBULAÇÕES REPARADAS

Dissertação de mestrado apresentada ao programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia dos materiais, do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET-RJ, como parte dos requisitos à obtenção do título de mestre.

Pedro Affonso Lacerda Zugliani

Banca Examinadora:

_____

Dr. Silvio Romero de Barros (CEFET/RJ) (orientador)

_____

Dra. Doina Mariana Banea (CEFET/RJ) (Coorientadora)

_____

Dr. Paulo Pedro Kenedi (CEFET/RJ)

_____

Dr. Luiz Carlos da Silva Nunes (UFF)

Rio de Janeiro

Dezembro 2017

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

Z94 Zugliani, Pedro Affonso Lacerda
Previsão da pressão máxima por taxa de liberação de energia em tubulações reparadas / Pedro Affonso Lacerda Zugliani.—2017.
85f. : il.color. , grafs. , tabs. ; enc.

Dissertação (Mestrado) Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca , 2017.
Bibliografia : f. 83-85
Orientador : Silvio Romero de Barros
Coorientadora : Doina Mariana Banea

1. Resistência de materiais. 2. Materiais compostos. 3. Juntas (Engenharia). 4. Tubulação. 5. Engenharia mecânica. I. Barros, Silvio Romero de (Orient.). II. Banea, Doina Mariana (Coorient.). III. Título.

CDD 620.112

AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos os que participaram, direta e indiretamente, desse projeto, em especial a meu orientador Silvio Romero de Barros e minha co-orientadora Doina Mariana Banea. Também agradeço ao Professor Lucas da Silva, Dr. Ricardo Carbas e toda a equipe do Laboratório de Adesivos da Universidade do Porto por me receberem e auxiliarem nessa pesquisa.

RESUMO

O reparo de tubulações com materiais compósitos e adesivos formando juntas coladas é uma técnica que vem se tornando cada vez mais comum na indústria. Nesse sentido, a indústria do petróleo, que possui grande parte de sua infraestrutura de produção baseada na utilização de materiais metálicos, vem se destacando no emprego dessa prática para a manutenção de tubulações. Para garantir a confiabilidade dos reparos com junta colada é necessário um estudo aprofundado em sua capacidade de suportar as pressões que essas tubulações reparadas estão expostas em serviço, de modo que, atualmente, a fim de se medir a pressão de ruptura suportada são realizados ensaios hidrostáticos em laboratório. Com o objetivo de simplificar essa metodologia, o presente estudo propõe avaliar se é possível realizar a previsão para a pressão de ruptura do reparo através do conceito de taxa de liberação de energia (G_c), proveniente de ensaios de arrancamento Double Cantilever Beam (DCB) e Width Double Cantilever Beam (WTDCB), aplicado a equações de design que descrevem o reparo com juntas coladas em tubulações, presentes nas normas ISO/PDTS 24817 e ASME PCC-2. Os valores de pressão máxima suportada pelo reparo, previstos a partir da metodologia desenvolvida nesse trabalho, demonstraram boa equivalência com os resultados experimentais dos ensaios hidrostáticos. Desse modo, existe a possibilidade de, futuramente, tal metodologia ser empregada para se prever a pressão máxima em tubulações reparadas com compósito.

Palavras chave: Tubulações reparadas; Pressão de ruptura; Taxa de liberação de energia; Ensaios DCB e WTDCB; Compósito

ABSTRACT

A new methodology of repair in pipes using bonded joints, manufactured involving the composite around the pipe, is becoming a common practice in the industry for a series of associated advantages. The prediction of failure pressure in bonded repaired pipes is vital to guarantee a good quality of adhesion in this type of repair. Nowadays, its failure evaluation is usually done using hydrostatic tests that demand complex preparation to pressurize a section of the pipe and are also dangerous for possible debris during the rupture. With this fact in mind, this research purpose is to verify a simpler and more efficient methodology to predict the failure pressure applying energy release rate concepts. Double Cantilever Beam (DCB) and Width Tapered Double Cantilever Beam (WTDCB) tests were used to obtain the energy release rate of dissimilar specimens constituted with the same material as the most common repairs that are steel (same material as the pipe) and Glass Fiber Reinforced Polymer (GFRP - most commonly used composite for repairs). Since the interfacial rupture energy guides through wall defects theories and equations of thin wall pipes presented in the Standard ISO/PDTS 24817 and ASME PCC-2, regularly followed to manufacture bonded repairs, it is possible to determine an analytical value of failure pressure using this methodology. The value obtained through this method was compared with the failure pressure evaluated from experimental hydrostatic tests and analyzed. Results showed a good agreement between these two values, indicating that the method developed in this research may be used, in the future, to predict the failure pressure in bonded repaired pipes.

Keywords: Bonded repaired pipes; Failure pressure; energy release rate; DCB/WTDCB tests; Composite

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 -	Reparo com compósito em tubulação	1
Figura 2 -	Reparo de campo com compósito em tubulação	2
Figura 3 -	Reparo de duto metálico com compósito “in-situ”	8
Figura 4 -	Reparo de duto metálico com compósito “pre-preg”	8
Figura 5 -	Tipos de defeitos	9
Figura 6 -	Modelagem para defeitos passantes	11
Figura 7 -	Eixos principais de um material compósito	13
Figura 8 -	Teoria do módulo de Young longitudinal em compósitos	14
Figura 9 -	Teoria do módulo de Young transversal em compósitos	15
Figura 10 -	Teoria do coeficiente de Poisson em compósitos	16
Figura 11 -	Teoria do módulo de cisalhamento planar em compósitos	17
Figura 12 -	Junta adesiva	20
Figura 13 -	Teoria mecânica	21
Figura 14 -	Teoria da adsorção	21
Figura 15 -	Tipos de ruptura	23
Figura 16 -	Ligação da junta colada	24
Figura 17 -	Representação esquemática do ensaio hidrostático	34
Figura 18 -	Ensaio hidrostático	34
Figura 19 -	Modos de solicitação em juntas adesivas	35
Figura 20 -	Corpo de prova para ensaio DCB	36
Figura 21 -	Representação do ensaio DCB	37
Figura 22 -	Curva de resistência	40
Figura 23 -	Gráfico $\log a \ \ vs. \log(C/N)$	42

Figura 24 -	Corpo de prova com blocos ensaio DCB	42
Figura 25 -	Gráfico $(C/N)^{1/3}\ vs.a$	43
Figura 26 -	Corpo de prova para ensaio WTDCB	47
Figura 27 -	Gráfico representativo Força vs. Deslocamento WTDCB	48
Figura 28 -	Gráfico representativo Flexibilidade vs. Área de fratura WTDCB	48
Figura 29 -	Modelo numérico	50
Figura 30 -	Lei de tração-separação triangular	50
Figura 31-	Fabricação do reparo	51
Figura 32 -	Dimensões do corpo de prova DCB e WTDCB	54
Figura 33 -	Fabricação do corpo de prova: aplicação do adesivo	55
Figura 34 -	Fabricação do corpo de prova: primeira camada	56
Figura 35 -	Fabricação do corpo de prova: espalhamento da resina	56
Figura 36 -	Fabricação do corpo de prova: aplicação das camadas	56
Figura 37 -	Vista frontal dos cp´s DCB e WTDCB	57
Figura 38 -	Ensaio DCB em corpo de prova com régua	58
Figura 39 -	Ensaio WTDCB	59
Figura 40 -	Resultado ensaio hidrostático	61
Figura 41 -	Ruptura obtida do ensaio DCB	62
Figura 42 -	Propagação da trinca no ensaio DCB	63
Figura 43 -	Curva Força vs. Deslocamento ensaio DCB	63
Figura 44 -	Ruptura obtida do ensaio WTDCB	64
Figura 45 -	Realização do ensaio WTDCB	65
Figura 46 -	Curva Força vs. Deslocamento ensaio WTDCB	65
Figura 47 -	Curva de resistência método CBBM	67
Figura 48 -	Curva de resistência método ECM	68

Figura 49 - Curva de resistência método CBT 68

Figura 50 - Curva de resistência método ADCB 69

Figura 51 - Gráfico Compliance x Área de fratura 70

Figura 52 - Gráfico da taxa de liberação de energia por método 71

Figura 53 - Comparação das pressões de ruptura 76

Figura 54 - Resultado numérico 79

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 -	Tabela t-Student	32
Tabela 2 -	Equações método CBBM	40
Tabela 3 -	Propriedades principais do compósito	52
Tabela 4 -	Propriedades principais do adesivo	52
Tabela 5 -	Dimensões da pré-trinca (a_0)	58
Tabela 6 -	Pressão de ruptura resultante do ensaio hidrostático	61
Tabela 7 -	Taxa de liberação de energia método CBBM	67
Tabela 8 -	Taxa de liberação de energia métodos ECM, CBT e ADCB	69
Tabela 9 -	Taxa de liberação de energia método da calibração	71
Tabela 10 -	Taxa de liberação de energia	74
Tabela 11 -	Previsão da pressão de ruptura	75
Tabela 12 -	Desvio entre as pressões de ruptura hidrostática e previstas	76

LISTA DE SÍMBOLOS

a_d	Metade do diâmetro do defeito
a	Comprimento da trinca
a_0	Comprimento da pré trinca
A_c	Área do compósito
A_m	Área da matriz
A_f	Área da fibra
B	Largura do Substrato
C	Flexibilidade
d	Diâmetro do defeito
dA	Avanço infinitesimal da área de fratura
da	Avanço infinitesimal do comprimento de trinca
dC/dA	Relação entre a flexibilidade e a área de fratura
dV	Variação do volume da "bolha"
E_x	Módulo de Young longitudinal do compósito
E_y	Módulo de Young transversal do compósito
E_1	Módulo de Young do substrato superior
E_2	Módulo de Young do substrato inferior
E_m	Módulo de Young da matriz
E_f	Módulo de Young da fibra
G_τ	Módulo de cisalhamento do compósito
G_f	Módulo de cisalhamento da fibra
G_m	Módulo de cisalhamento da matriz

G	Taxa de liberação de energia
G_c	Taxa de liberação de energia crítica
G_I	Taxa de liberação de energia crítica em modo I
G_{I+II}	Taxa de liberação de energia crítica em modo misto
h	Espessura do substrato
I	Momento de inércia de área do substrato
M_f	Momento de flexão do substrato
P	Carga aplicada
p	Pressão interna na tubulação
$p_{máx}$	Pressão de ruptura do reparo
t	Espessura do reparo
t_v	Valor da tabela t-Student
υ	Coeficiente de Poisson do compósito
υ_{xy}	Coeficiente de Poisson planar do compósito
υ_f	Coeficiente de Poisson da fibra
υ_m	Coeficiente de Poisson da matriz
V_f	Fração volumétrica de fibra
V_m	Fração volumétrica da matriz
δ	Deslocamento
ψ	Ângulo de fase
γ	Taxa de liberação de energia
τ	Efeito de cisalhamento

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ADCB	Asymmetrical Double Cantilever Beam
AFRP	Compósito polimérico reforçado com fibra de aramida
ASME	American Society of Mechanical Engineers
CBBM	Compliance Based Beam Theory
CBT	Compliance Based Theory
CFRP	Compósito polimérico reforçado com fibra de carbono
CP	Corpo de prova
CZM	Modelo de zona coesiva
DCB	Double Cantilever Beam
ECM	Experimental Compliance Method
FPZ	Zona de processo de fratura
GFRP	Compósito polimérico reforçado com fibra de vidro
ISO	International Standard Organization
WTDCB	Width Tapered Double Cantilever Beam
ZTA	Zona termicamente afetada

SUMÁRIO

	Introdução	**1**
1	**Revisão bibliográfica**	**6**
1.1	Tipos de reparo	**6**
1.2	Normas para reparo com compósito	**9**
1.3	Compósitos	**12**
1.4	Juntas coladas	**18**
1.5	Taxa de liberação de energia	**26**
1.6	Metodologias presentes nas normas	**28**
1.7	Ensaios experimentais	**33**
1.8	Simulação numérica do ensaio DCB	**49**
2	**Procedimento experimental**	**51**
2.1	Ensaios hidrostáticos	**51**
2.2	Corpos de prova DCB e WTDCB	**53**
2.3	Ensaios DCB e WTDCB	**57**
3	**Resultados**	**60**
3.1	Ensaio hidrostático	**60**
3.2	Ensaio DCB	**62**
3.3	Ensaio WTDCB	**64**
3.4	Análise dos ensaios DCB e WTDCB	**66**
3.5	Taxa de liberação de energia	**67**
3.6	Análise da taxa de liberação de energia	**71**
3.7	Previsão da pressão máxima de ruptura	**74**
3.8	Comparação da pressão de ruptura	**75**

3.9 Modelagem numérica **79**

4 Conclusão **81**

5 Trabalhos futuros **82**

Referências bibliográficas **83**

Introdução

O reparo de tubulações é uma prática que ocorre constantemente na indústria, visto que na maioria dos casos o custo de substituição da mesma é maior que seu reparo. O tipo de reparo mais usualmente realizado em tubulações, atualmente, é por soldagem. No entanto, essa prática apresenta o inconveniente do grande aporte térmico gerado no processo, que exige a paralisação da operação, mesmo que para pequenos reparos, além de riscos de perdas de propriedades mecânicas no material base na conhecida zona termicamente afetada (ZTA).

Na última década um tipo de reparo vem ganhando grande destaque, que envolve a utilização de juntas adesivas e materiais compósitos [1,2]. Esse tipo de reparo é caracterizado pela adesão de um material compósito em torno da tubulação na região defeituosa através do uso de um adesivo, conforme a ilustração na figura 1. A figura 2 mostra um reparo de campo com compósito sendo realizado em uma tubulação.

O principal fator a se considerar nesses reparos é que a pressão de ruptura da tubulação permaneça a mesma que antes da ocorrência do defeito, a fim de garantir que não ocorrerá uma falha prematura na região do reparo.

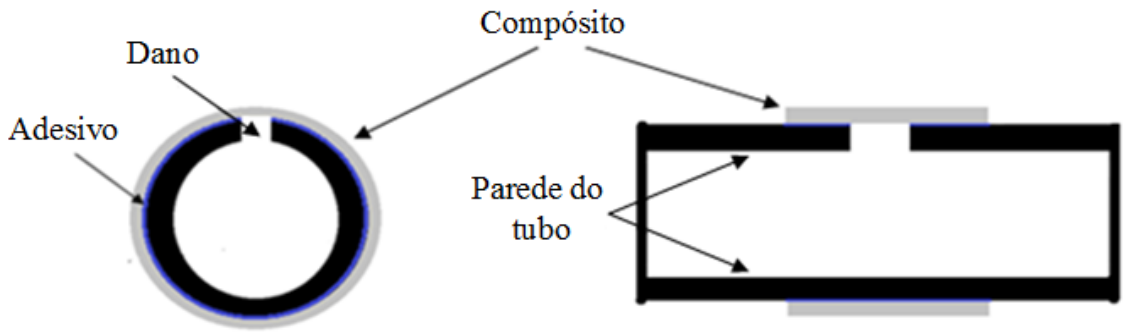


Figura 1: Reparo com compósito em tubulação



Figura 2: Reparo de campo com compósito em tubulação

Algumas das principais vantagens que esse tipo de prática apresenta são que para pequenos reparos de defeitos não passantes não é necessária a interrupção de fluxo na tubulação, sua confecção é mais rapidamente executada e envolve menos riscos [3], além de serem menos custosos [4]. Ademais, não alteram o material base no processo e o emprego do compósito origina uma maior resistência à corrosão na região afetada [5].

Pelas vantagens citadas, a utilização de juntas adesivas na confecção de reparos em tubulações é uma prática que vem sendo cada vez mais utilizada pelas diversas indústrias. Uma grande parcela da aplicação dessa metodologia de reparo é proveniente da indústria petrolífera, que em 2006 publicou a norma ISO/PDTS 24817 [6] (Reparos de compósitos para dutos de indústrias de petróleo, petroquímicas e de gás natural – Qualificação, projeto, instalação, teste e inspeção), com o objetivo de qualificar os sistemas de reparos com materiais compósitos.

Tubulações sofrem, constantemente, com problemas de corrosão interna e externa após anos de exposição a condições ambientais severas, especialmente, na indústria petrolífera, em que a maior parte da infraestrutura de produção está localizada em regiões de elevada salinidade e umidade, condições essas que propiciam a degradação da maior parte dos materiais.

Desse modo, muitos dos reparos em tubulações que se está utilizando juntas adesivas e compósitos são para recuperar áreas localizadas de corrosão. Essas áreas localizadas podem apresentar danos passantes, quando a parede do tubo é completamente ultrapassada gerando vazamentos, ou não passantes quando os danos são apenas externos.

Para garantir a confiabilidade desse novo tipo de reparo são necessários estudos aprofundados acerca do desenvolvimento e análise de metodologias que padronizem desde a sua confecção até a previsão de falhas. Assim, é crescente o número de trabalhos científicos que apresentam esse tema proposto.

Costa Mattos et al. [7] buscaram analisar e obter uma metodologia simples de prever a pressão de ruptura em tubulações de paredes finas com danos não passantes reparadas pelo sistema de juntas adesivas e compósito, demonstrando e comprovando através de ensaios hidrostáticos, que é possível realizar tal previsão através de uma simples expressão envolvendo variáveis como módulo de elasticidade do compósito, tensão de ruptura do material em que a tubulação é fabricada e informações da geometria do reparo como espessura do compósito, diâmetro interno, espessura da tubulação e uma geometria média do dano.

Saeed et al. [8] realizaram um estudo sobre a confiabilidade de tubulações de paredes finas reparadas com juntas adesivas e compósito que foram fabricadas conforme a norma ASME PCC-2 [9], que é uma das normas mais utilizadas, atualmente, para a confecção desse tipo de reparo. Foi constatado que essa norma não apresenta uma confiabilidade uniforme para as diferentes porcentagens de corrosão verificadas. Observou-se que para baixas porcentagens de corrosão os índices de confiabilidade apresentavam grande flutuação, no entanto, para elevadas porcentagens de corrosão esses índices foram, aproximadamente, constantes.

Segundo a norma ASME PCC-2 e ISO/PDTS 24817, para tubulações de paredes finas com defeitos passantes e reparadas por junta adesiva e compósito, os métodos analíticos de caracterização de falhas são realizados através de uma modelagem considerando-se a fratura interfacial entre o compósito (reparo) e o adesivo. A partir dessa análise ambas as normas apresentam uma equação da qual é possível obter uma relação entre a taxa de liberação de energia e a pressão de ruptura do reparo.

Baseados nesse fato, Alnaser e Keller [10] calcularam a pressão de ruptura do reparo através da taxa de liberação de energia obtida de ensaios de Width Tapered Cantilievered Beam (WTDCB) e a equação analítica de caracterização do reparo de danos passantes presente na norma ASME PCC-2. Em seguida, o valor calculado foi comparado à pressão de ruptura obtida de ensaios hidrostáticos.

Ao comparar os resultados obtidos para a pressão de ruptura proveniente dos dois distintos métodos mencionados, observou-se que ambos os valores apresentavam uma considerável similaridade. Inspirado por tal semelhança indicada nesse estudo, a presente pesquisa possui o objetivo de aprofundar o estudo de Alnaser e Keller, relacionando diferentes métodos para o cálculo da taxa de liberação de energia obtida a partir de ensaios de Double Cantilevered Beam (DCB) e WTDCB com a pressão máxima de ruptura em tubulações reparadas.

O principal objetivo desse trabalho é desenvolver um método simples e eficiente para a previsão de pressão de ruptura em tubulações de paredes finas e defeitos passantes, reparadas com o sistema de junta adesiva e compósito. Atualmente, são realizados ensaios hidrostáticos para obtenção da pressão máxima em tubulações reparadas, que são ensaios mais demorados, custosos e complexos de serem realizados quando comparados aos ensaios mencionados de DCB e WTDCB.

Sendo assim, uma possível relação entre a taxa de liberação de energia (G_c) obtida de um simples ensaio DCB ou WTDCB associada à equação de caracterização do reparo presentes na norma ASME PCC-2 e ISO/PDTS 24817, para a previsão da pressão máxima seria uma metodologia mais eficiente que a correntemente mais utilizada.

Para a realização desse estudo foram fabricados corpos de prova para os ensaios DCB e WTDCB com os mesmos materiais que aqueles utilizados nos ensaios hidrostáticos da tubulação reparada. Após os ensaios e a obtenção dos valores de pressão máxima pelas duas diferentes metodologias citadas, ou seja, ensaios hidrostáticos e previsão pela taxa de liberação de energia, os resultados foram comparados e analisados.

Além disso, essa pesquisa também possui como objetivo uma análise numérica através de simulações dos ensaios de DCB em programa de elementos finitos, a fim de se observar o quanto se é possível aproximar as curvas de Força vs. Deslocamento obtidas experimentalmente e numericamente.

O presente relatório está organizado de forma a introduzir e desenvolver os assuntos mais importantes que envolveram a realização desse trabalho. Com essa finalidade, os capítulos iniciais destinam-se a explicitar e comentar temas relevantes para o estudo realizado e os capítulos finais a demonstrar os resultados observados e suas análises.

Sendo assim, o capítulo 1 introduz os principais objetivos e metodologias utilizadas na pesquisa. O capítulo 2 busca apresentar as referências bibliográficas fornecendo explicações generalizadas, como tipos de reparos em tubulações, compósitos, adesivos, juntas adesivas, informações relevantes acerca das equações descritas na normas ISO/PDTS 24817 e ASME PCC-2.

Ademais, o capítulo 2 também expõe os métodos utilizados para o cálculo da taxa de liberação de energia e os ensaios realizados que foram, conforme mencionado anteriormente, os hidrostáticos, DCB e WTDCB, descrevendo-os e fornecendo as principais informações e motivos de sua realização.

A partir do capítulo 3 são abordados os procedimentos experimentais para a realização dos ensaios e obtenção da taxa de liberação de energia, resultados, análise e conclusão da pesquisa.

1- Revisão bibliográfica

A nova metodologia de reparo em tubulações, que esse trabalho apresenta como foco de pesquisa, envolve a utilização de compósitos e adesivos. Sendo assim, esse capítulo é destinado a apresentar os métodos de reparos utilizados em tubulações e as normas regularmente utilizadas para sua confecção. Além disso, busca-se introduzir os conceitos fundamentais relacionados aos materiais utilizados para o reparo, com especial atenção à taxa de liberação de energia, conceito de grande importância para esse estudo.

Este capítulo também visa descrever as principais equações presentes nas normas ISO/PDTS 24817 e ASME PCC-2 para obtenção da taxa de liberação de energia e pressão máxima do reparo, metodologia que é utilizada, atualmente, para a obtenção e previsão desses parâmetros.

Os ensaios utilizados nesse estudo que foram o hidrostáticos, Double Cantilever Beam (DCB) e Width Tapered Double Cantilever Beam (WTDCB), também são apresentados e comentados, assim como as metodologias utilizadas para o cálculo da taxa de liberação de energia.

1.1. Tipos de reparos

O uso de tubulações é a principal maneira de se realizar o transporte de fluidos, como gás, óleo e água, a longas distâncias. Normalmente, fabricadas em materiais metálicos, muitas vezes podem estar expostas a condições ambientais severas que levam a sua corrosão e degradação. Desse modo, é de extrema importância, a inspeção e manutenção dessas tubulações a fim de evitar acidentes.

Por muito tempo os reparos convencionais que consistem da troca da seção da tubulação danificada com conectores nas junções, e reparos com braçadeiras e luvas soldadas prevaleceram como principal método de reparo em tubulações. Esses métodos costumam apresentar grandes desvantagens em seu emprego como a necessidade de interrupção do fluxo de produtos, dificuldades operacionais para a realização e o grande aporte térmico que envolve os processos de soldagem.

A utilização desses processos de soldagem na confecção de reparos não apenas trazem riscos ao operador, especialmente, em tubulações que transportam produtos inflamáveis, mas também à própria tubulação. Reparos por soldagem acarretam em uma região com piores propriedades mecânicas, conhecida como zona termicamente afetada (ZTA), onde passa a existir maior propensão para uma falha.

Sendo assim, os métodos de reparos convencionais por soldagem trazem prejuízos e riscos operacionais. Com o intuito de se desenvolver métodos mais eficientes para o reparo de tubulações, surgiram os reparos que utilizam materiais compósitos de matriz polimérica e adesivos, formando juntas coladas, que vem, cada vez mais, sendo utilizado pela indústria.

A aplicação de juntas adesivas e compósitos na confecção de reparos apresentam diversas vantagens como o fato da adesão ser feita por colagem, o que ao contrário da solda, preserva as propriedades mecânicas da tubulação. Além disso, o custo envolvido no reparo com juntas adesivas é menor que em outras práticas de reparo, acarretando segundo pesquisa realizada por Koch [11], uma economia de 24% em relação aos custos do reparo com luvas soldadas e 74% em relação à troca da seção defeituosa. Os compósitos e juntas adesivas também apresentam excelente resistência à corrosão, o que reduz os custos de posteriores manutenções e prolongam a vida útil da seção reparada.

Atualmente, esse tipo de reparo pode ser realizado de dois modos distintos que são a impregnação local (“in-situ”), que costuma ser o mais utilizado entre as indústrias, ilustrado na figura 3, e o método “pre-preg”, mostrado na figura 4.

No método “in-situ” o duto é envolvido com camadas de tecido de fibra, normalmente, de vidro ou carbono, junto a aplicação da resina até que se atinja a espessura desejada do reparo. No método “pre-preg”, a principal diferença é que são utilizadas finas placas de material compósito pré-fabricadas, onde a matriz polimérica é impregnada anteriormente ao momento de sua aplicação ao invés da confecção do compósito no instante do reparo como ocorre no método “in-situ”.

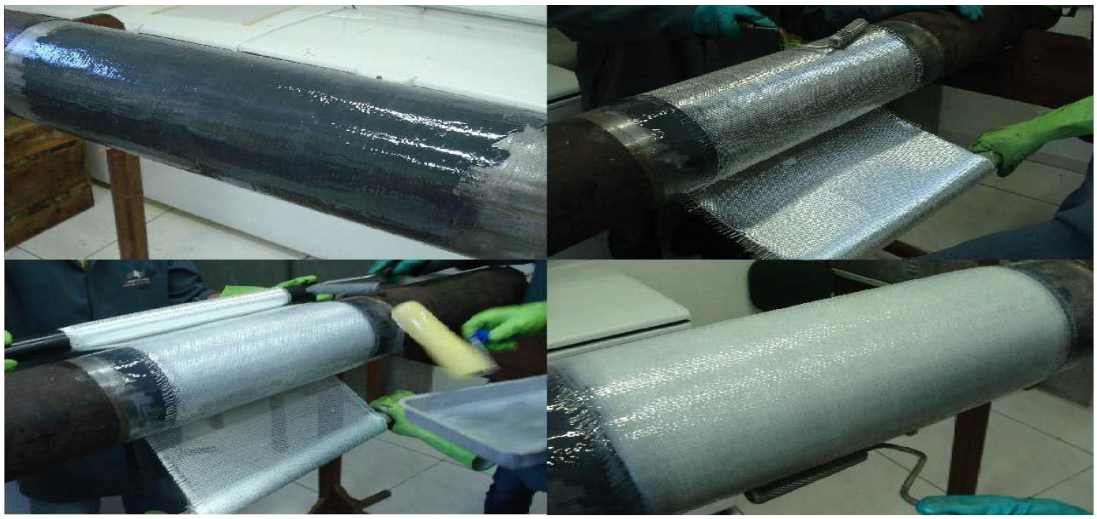


Figura 3: Reparo de duto metálico com compósito “in-situ” [12]

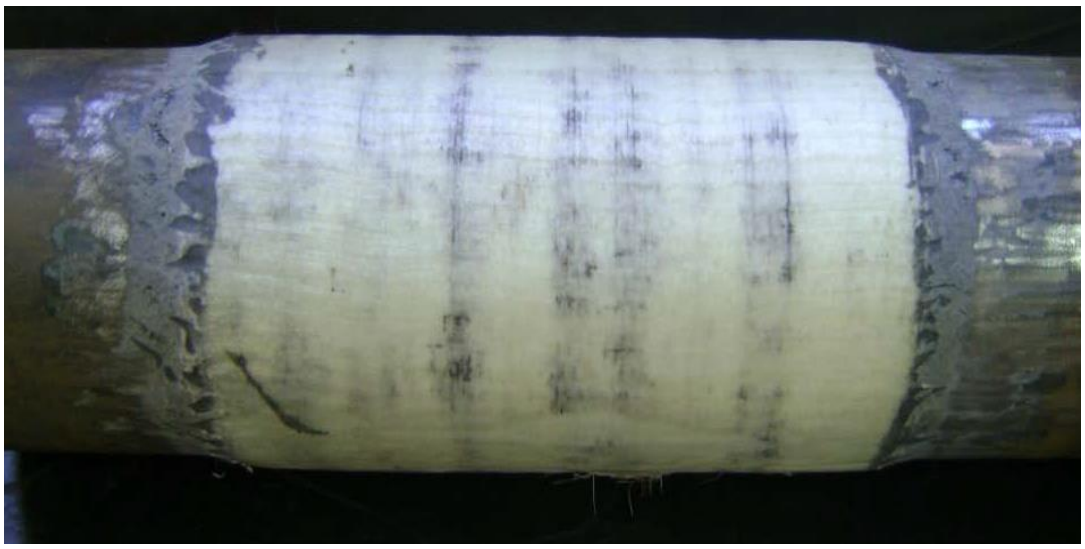


Figura 4: Reparo de duto metálico com compósito “pre-preg” [12]

A indústria petrolífera foi uma das principais impulsionadoras na realização de reparos com compósito, quando foi publicada em 2006 a norma ISO/PDTS 24817 com o objetivo de qualificar os sistemas de reparos com materiais compósitos. Além dessa norma, também, destaca-se a norma ASME PCC-2 como base para a realização dos reparos com junta colada. O conteúdo principal contido em ambas as normas é descrito na seção a seguir.

1.2. Normas para reparo com compósito

- ISO/PDTS 24817:

A norma ISO/PDTS 24817 [6] foi confeccionada a fim de fornecer recomendações e exigências em procedimentos de reparo de danos comumente encontrados em dutos de óleo e gás, tanques de armazenamento e vasos de pressão. As situações recomendadas para a utilização do sistema de reparo com materiais compósitos, segundo essa norma, são corrosão interna e externa, danos externos e fortalecimento estrutural em áreas localizadas.

São definidos dois tipos de defeitos na norma, Tipo A e Tipo B. O defeito é classificado como Tipo A quando não é passante e não se espera que atravesse a parede da tubulação durante a vida útil do sistema de reparo. A classificação do Tipo B ocorre quando existe a total transposição do dano, ultrapassando por completo a parede da tubulação, ocasionando vazamentos. A figura 5 ilustra os dois tipos de defeito.

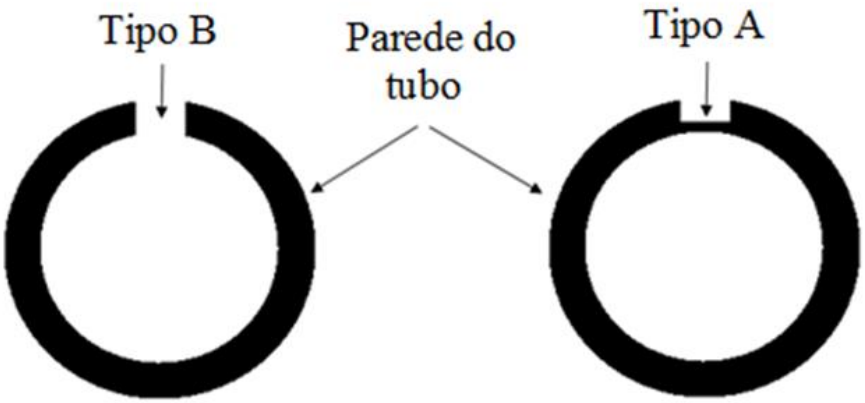


Figura 5: Tipos de defeitos

Através dessa norma são realizados os cálculos de duas importantes variáveis para o reparo que são a espessura do laminado e seu comprimento axial. A norma fornece as equações necessárias para o cálculo da espessura e comprimento do laminado dos

diversos tipos de defeitos, para seções retas de tubulações, componentes do sistema de dutos, vasos de pressão, etc.

Apresenta ainda condições opcionais de projeto, tais como: impacto, carregamento cíclico, reparos vivos (tubulação em operação), desempenho em incêndio, proteção catódica, condutividade elétrica e carregamento externo.

Os materiais compósitos que constituem o laminado de reparo considerados nesse documento são os reforços típicos de aramida (AFRP), de vidro (GRP), de carbono (CFRP), em matriz de poliéster, éster vinil, epóxi ou de poliuretanos.

- ASME PCC-2:

A norma ASME Post Construction Code (PCC) [9] foi a primeira norma americana publicada para reparos com compósitos, o que ocorreu no ano 2000. A confecção dessa norma foi um significante passo para o emprego dessa classe de reparo nas diversas áreas, pois possibilitou seu desenvolvimento e aplicação com metodologias de confecção de juntas compósitas para uma ampla variedade de defeitos.

Ao longo dos anos essa norma foi, continuamente, revisada e atualizada, contendo, especialmente, informações sobre a caracterização do material de reparo e equações para a realização de juntas adesivas e compósitos, que visam fornecer uma metodologia de confecção para diferentes casos de defeitos presentes em tubulações.

A presente norma faz distinção entre dois tipos de defeitos, que são os defeitos passantes e não passantes. No caso de defeitos não passantes, as equações para caracterização e confecção do reparo fundamentam-se na tensão ou deformação locais e na tensão de ruptura do compósito como parâmetros críticos.

Tanto a norma ASME PCC-2 quanto a ISO/PDTS 24817, para defeitos passantes, apresentam suas equações de caracterização do reparo baseados no comportamento da fratura interfacial na região entre o adesivo e o compósito. O presente trabalho apresenta como foco de pesquisa os defeitos passantes, sendo assim, será dada ênfase na descrição desse tipo de defeito presente na norma.

Mableson et al. [13] demonstraram que as pressões de ruptura são equivalentes para dutos tubulares (tubulações) e dutos não tubulares (compostos por placas planas) metálicos que passaram por reparos com compósito. Consequentemente, pode-se concluir que o efeito da curvatura da tubulação não representa uma influência significativa nos esforços envolvidos na região do reparo. Sendo assim, modelos envolvendo placas planas e a "bolha" formada no compósito devido à pressão interna podem ser utilizados para se realizar uma análise teórica dos esforços presentes nesse tipo de reparo.

Desse modo, para defeitos passantes, uma precisa determinação da taxa de liberação de energia interfacial ocorrida na fratura é de extrema importância para a confecção e caracterização do reparo. Kopple et al [14] utilizaram para a caracterização analítica do reparo uma modelagem conforme uma bolha, devido à deformação do compósito pela pressão interna da tubulação, sendo o compósito tratado como um material quasi-isotrópico. Tal modelagem é ilustrada na figura 6 e as equações originadas dessa análise, e que estão presentes em ambas as normas para a caracterização de defeitos passantes, ASME e ISO, são descritas adiante nesse capítulo.

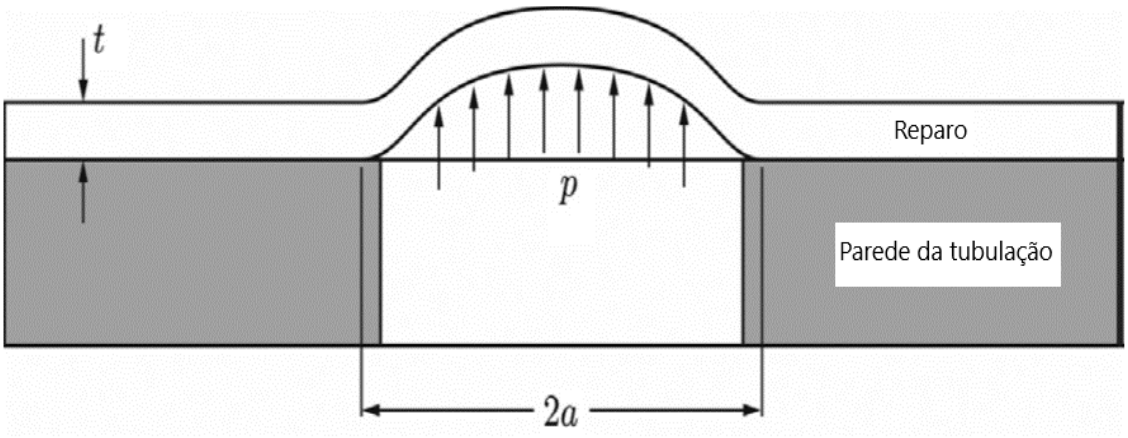


Figura 6: Modelagem para defeitos passantes: p = Pressão no interior da tubulação; t = Espessura do reparo; a = Raio do defeito. [10-modificada]

1.3. Compósitos

Materiais compósitos podem ser definidos como materiais de moldagem estrutural, formados por uma fase contínua (matriz) e reforçada por uma fase descontínua (reforço) que se agregam físico-quimicamente após um processo de “crosslinking” polimérico (cura). Sendo assim, o compósito é composto essencialmente por dois elementos principais matriz e reforço.

Os materiais compósitos são combinações de dois ou mais materiais com propriedades físicas e mecânicas distintas. Consistem de um elemento de reforço envolvido por uma matriz, com o objetivo de obter características específicas e propriedades desejadas. Geralmente, os componentes não se dissolvem um no outro e podem ser identificados fisicamente por uma interface bem definida.

A matriz é o constituinte base do compósito, podendo ser polimérica, cerâmica ou metálica. No entanto, o tipo de matriz mais utilizada atualmente na indústria é a polimérica por suas características superiores na relação densidade / resistência mecânica. Possui a função de manter o reforço utilizado, por exemplo, as fibras, na orientação adequada, protegendo as contra a abrasão e efeitos ambientais, além de auxiliar na transferência e distribuição de tensões para todo o material.

O reforço é o componente que proporciona ao compósito sua elevada característica física. Pode estar presente em diferentes proporções difundido no interior da matriz, de acordo com as propriedades mecânicas que se deseja. Normalmente, os reforços são em forma de fibras, malhas ou tecidos, sendo as fibras de carbono e vidro as mais conhecidas.

Os materiais compósitos apresentam diversas vantagens e desvantagens em relação aos materiais tradicionais utilizados. Pode se destacar como principal vantagem a relação elevada resistência mecânica e baixa densidade, principalmente, tratando se de compósitos poliméricos, além de serem menos suscetíveis a corrosão e mais resistentes à fadiga. No entanto, uma desvantagem a ser destacada é sua propriedade anisotrópica, ou seja, apesar de apresentar excelente resistência quando solicitado na mesma direção em que encontra se o reforço, possui piores propriedades mecânicas nas outras direções, especialmente, nas solicitações perpendiculares ao reforço.

O uso desse material se difunde cada vez mais, pois apresentam determinadas propriedades melhores que as possíveis de obter com materiais tradicionais. O conhecimento específico relacionado ao comportamento do material compósito está sendo ampliado como consequência do grande uso pelas indústrias aeroespacial, automotiva e de petróleo.

Nessa pesquisa foram utilizados compósitos poliméricos reforçados com fibra de vidro, que é um dos tipos de materiais que se vem empregando com mais frequência para a confecção de reparos em tubulações. A seguir, são descritas algumas das constantes de engenharia do compósito, cujo entendimento é importante para realização dos reparos.

Módulo de Young

Pela característica anisotrópica do compósito, o módulo de Young (ou módulo de elasticidade) apresenta diferentes valores de acordo com a direção do esforço no material. Essa constante tende a possuir maiores valores quando a solicitação das cargas são paralelas ao reforço e valores mínimos quando a solicitação é na direção transversal ao reforço, o que significa que os compósitos tendem a apresentar maior rigidez quando o esforço é aplicado na direção longitudinal às fibras.

Para a análise teórica do módulo de elasticidade são definidos três eixos principais, conforme ilustrado na figura 7, com a direção x como longitudinal às fibras, a direção y transversal às fibras e a direção z perpendicular à matriz. Para a confecção de reparos em tubulações as direções utilizadas, conforme as normas ISO e ASME, são a longitudinal e transversal às fibras.

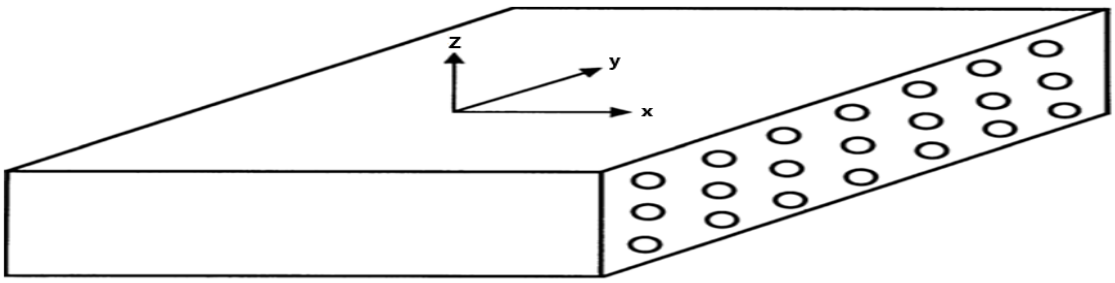


Figura 7: Eixos principais de um material compósito [15]

O módulo de Young longitudinal do compósito é determinado quando aplica-se um esforço paralelo às fibras, ou seja na direção x. Na prática essa constante costuma ser obtida por ensaios experimentais de tração (norma ASTM D3039 [16]), no entanto, também pode ser obtido de maneira teórica. A seguir é mostrada a equação para a obtenção de modo analítico dessa propriedade, conforme Kaw [15], com as referências na figura 8.

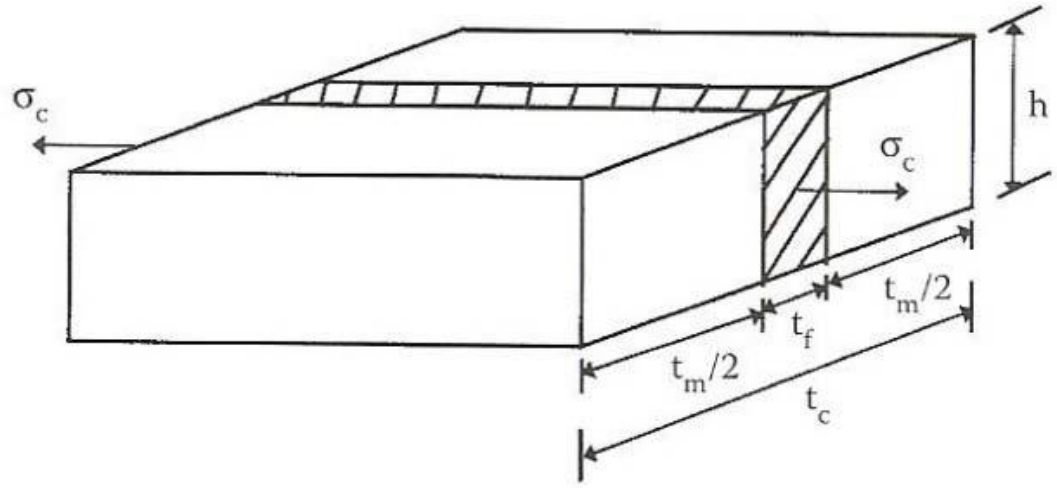


Figura 8: Teoria do módulo de Young longitudinal em compósitos [15]

Pressupondo deformações iguais para a fibra e a matriz é possível obter uma equação para determinação teórica do módulo de elasticidade longitudinal (E_x) do compósito:

$$E_x = E_f \frac{A_f}{A_c} + E_m \frac{A_m}{A_c} \quad \text{(Eq. 1)}$$

Onde:

- $A_f = t_f h$ (Eq. 2)
- $A_c = t_c \mathrm{h}$ (Eq. 3)
- $A_m = t_m h$ (Eq. 4)

De modo que A_f, A_c e A_m são respectivamente a área da fibra, compósito e matriz; t_f, t_c, t_m são respectivamente a largura da fibra, compósito e matriz; $h =$ Espessura do compósito. E_f e E_m são respectivamente o módulo de elasticidade da fibra e matriz.

O módulo de Young transversal do compósito é determinado quando aplica-se um esforço transversal às fibras, ou seja na direção y. A seguir é mostrada a equação para a obtenção de modo analítico dessa propriedade, conforme Kaw, com as referências na figura 9.

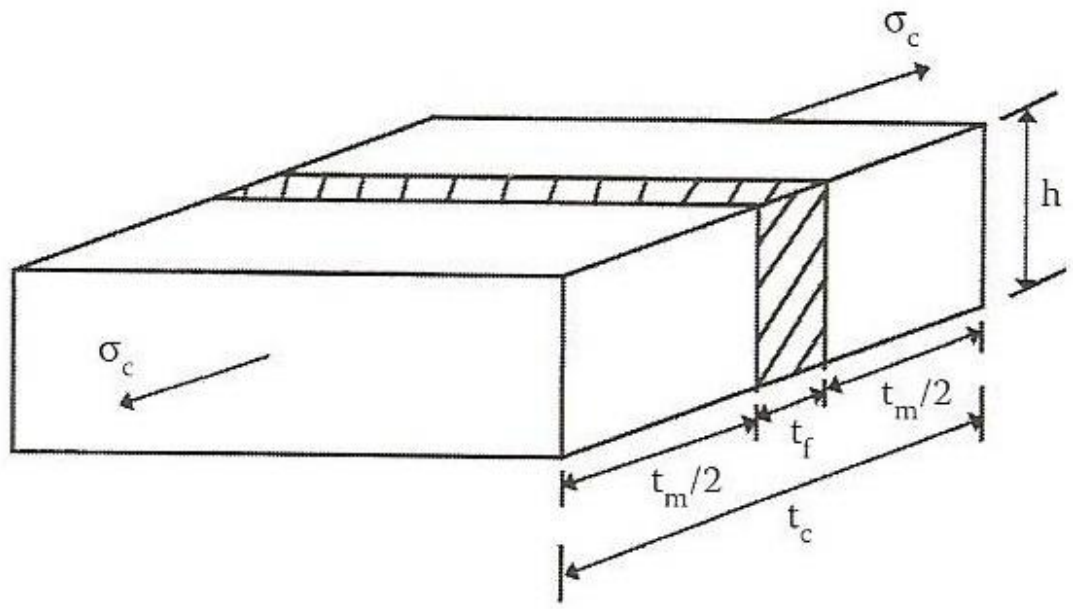


Figura 9: Teoria do módulo de Young transversal em compósitos [15]

Considerando se o conceito de isotensão, ou seja, tensões iguais na fibra, matriz e compósito o módulo de elasticidade transversal (E_y) pode ser obtido analiticamente pela seguinte equação:

$$\frac{1}{E_y} = \frac{1}{E_f}\frac{t_f}{t_c} + \frac{1}{E_m}\frac{t_m}{t_c} \qquad \text{(Eq .5)}$$

Coeficiente de Poisson

O coeficiente de Poisson é uma constante que define a relação da deformação entre as diferentes direções principais. Para o reparo de tubulações, a equação de caracterização da junta compósita envolve o conhecimento do coeficiente de Poisson na direção xy (υ_{xy}), ou seja, a relação entre a deformação resultante na direção paralela a fibra e a deformação resultante na direção transversal a fibra, devido a um determinado esforço aplicado.

Na prática essa constante costuma ser obtida de maneira experimental ou teórica (Eq. 7). A seguir é mostrada a equação para a obtenção de modo analítico dessa propriedade, conforme Kaw, com as referências na figura 10, considerando se o conceito de isotensão e isodeformação, ou seja, tensões e deformações iguais na fibra, matriz e compósito.

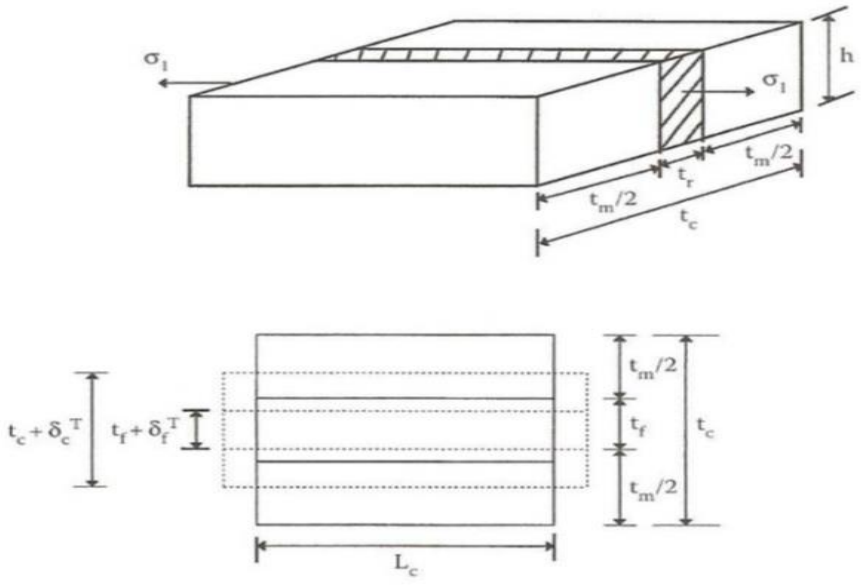


Figura 10: Teoria do coeficiente de Poisson em compósitos [15]

$$\upsilon_{xy} = \upsilon_f \frac{t_f}{t_c} + \upsilon_m \frac{t_m}{t_c} \quad \text{(Eq. 6)}$$

Utilizando o conceito de fração volumétrica (Regra da mistura) têm-se:

$$\upsilon_{xy} = \upsilon_f V_f + \upsilon_m V_m \quad \text{(Eq. 7)}$$

De modo que υ_f e υ_m são respectivamente o coeficiente de Poisson da fibra e matriz; V_f e $V_m$são respectivamente a fração volumétrica da fibra e matriz.

Módulo de Cisalhamento

Assim como os coeficientes apresentados anteriormente, a propriedade anisotrópica do compósito acarreta em valores distintos do módulo de cisalhamento dependendo da direção de solicitação dos esforços externos no material.

Na prática essa constante costuma ser obtida de ensaios experimentais de V-Notched flexure, no entanto, também pode ser obtido de maneira teórica. A seguir é mostrada a equação para a obtenção de modo analítico do módulo de cisalhamento planar (G_τ), conforme Kaw, com as referências na figura 11.

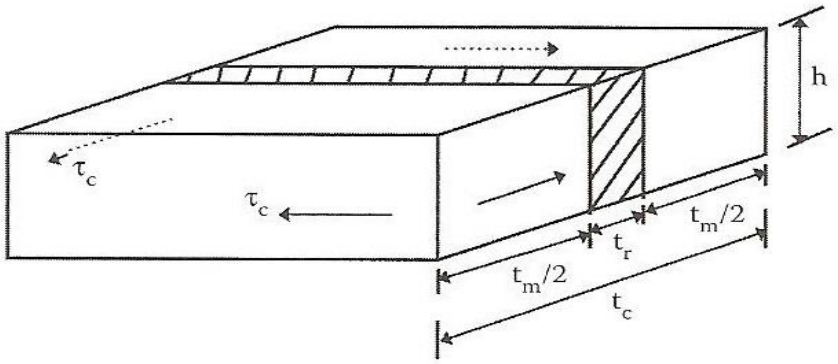


Figura 11: Teoria do módulo de cisalhamento planar em compósitos [15]

$$\frac{1}{G_\tau} = \frac{1}{G_f}\frac{t_f}{t_c} + \frac{1}{G_m}\frac{t_m}{t_c} \quad \text{(Eq. 8)}$$

Utilizando o conceito de fração volumétrica (Regra da mistura) têm-se:

$$\frac{1}{G_\tau} = \frac{1}{G_f}V_f + \frac{1}{G_m}V_m \quad \text{(Eq. 9)}$$

De modo que G_f e G_m são respectivamente o módulo de cisalhamento da fibra e matriz;

Na presente pesquisa os módulos de Young foram obtidos a partir de ensaios experimentais, enquanto o módulo de cisalhamento e coeficiente de Poisson foram calculados analiticamente, a partir da fração volumétrica de fibra e resina.

1.4. Juntas coladas

Com a crescente utilização do método de reparo explicitado nas seções anteriores, o estudo das juntas coladas compostas da união de material metálico e compósito é o tema a ser investigado nesse trabalho.

Essa seção destina-se a breve introdução de conceitos fundamentais relacionados a juntas coladas.

Adesivo

Os adesivos utilizados, atualmente, são baseados em polímeros sintéticos capazes de se aderir à superfície de diferentes substratos, resistindo aos esforços e a separação da junta. Desse modo, observa-se que as condições superficiais do substrato são de extrema relevância para a adesão com o adesivo.

Os adesivos são compostos, primordialmente, por dois componentes que são uma base e um catalisador. Também estão presentes diversos outros componentes, como por exemplo, aceleradores, solventes e inibidores que auxiliam a cura, aplicação, etc.

A maioria dos adesivos necessita um tempo de cura, ou seja, um período para que a base e o catalisador realizem uma reação química levando a solidificação do adesivo. Dependendo do tipo de adesivo, são necessárias temperatura e pressão elevadas para ocorrência da cura.

Por sua base polimérica, os adesivos podem ser classificados em termoplásticos e termorrígidos, assim como os compósitos de matriz polimérica. A principal diferença entre essas classificações está no grau de reticulação presente no adesivo, ou seja, a quantidade e a forma das ligações químicas presentes no adesivo.

Os adesivos termorrígidos apresentam um maior grau de reticulação, e por esse motivo tendem a possuir propriedades mecânicas superiores que os termoplásticos, inclusive em relação à efeitos de temperatura e umidade. Sendo assim, os adesivos termorrígidos costumam ser os utilizados para a fabricação de juntas estruturais.

Os adesivos termoplásticos, apesar de apresentarem propriedades mecânicas na maioria das vezes inferiores, possuem a vantagem de serem recicláveis, ou seja, podem ser aquecidos e reutilizados, enquanto os termorrígidos quando aquecidos a ponto de quebrarem se as ligações químicas no polímero, não é possível refazê-las, devendo assim ser descartado.

Os tipos de adesivos mais utilizados, atualmente, são os de resina epóxi, fenólicos, formaldeídos, poliuretanos e cianoacrilatos. Para o emprego em altas temperaturas destacam-se os poliaromáticos denominados poliimidas e bismaleimidas.

Substrato/Aderente

O aderente ou substrato pode ser definido como o material a ser unido pelo adesivo. Diversos tipos de materiais são utilizados com o adesivo como método de adesão, principalmente, metais, cerâmicos e compósitos poliméricos. Duas propriedades

do aderente são extremante importante para uma boa junta adesiva, são elas a energia de superfície e suas condições superficiais.

A energia de superfície do material é uma propriedade que está relacionada diretamente com a molhabilidade do adesivo, ou seja, ao espalhamento do adesivo no aderente. Quanto maior a energia superficial do material, mais facilmente o adesivo pode ser espalhado na superfície do aderente acarretando em uma maior área de contato e melhor ligação. Desse modo, existe uma maior facilidade na obtenção de uma junta adesiva entre substratos metálicos, que possuem elevada energia superficial em relação à junção adesiva entre substratos poliméricos que apresentam baixa energia superficial.

As condições superficiais do aderente também são decisivas para uma boa junta adesiva. Na presença de camadas fracamente ligadas a superfície do aderente, como por exemplo, óxidos e contaminantes como óleo, gordura, etc. a formação da ligação entre adesivo e aderente fica prejudicada, podendo provocar um elo fraco de resistência da junta. Sendo assim, é quase imprescindível a realização de um bom tratamento superficial na maioria dos aderentes. A figura 12 ilustra uma junta colada.

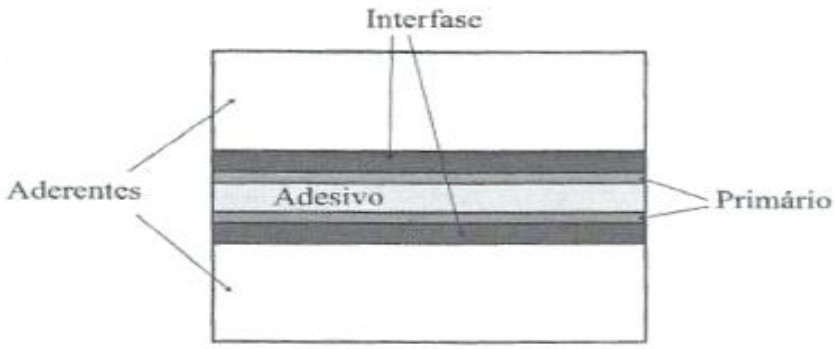


Figura 12: Junta adesiva [17]

Adesão

A adesão pode ser definida como o modo que o adesivo liga-se ao substrato. A literatura indica que existem diferentes teorias que explicam como ocorre fenômeno da

adesão em juntas coladas. As duas principais delas são a teoria mecânica e a teoria da adsorção.

Segundo a teoria mecânica, a adesão ocorre quando o adesivo penetra nos poros e cavidades da superfície do substrato, ficando assim encravado mecanicamente. A explicação esquemática da teoria de adesão mecânica é apresentada na figura 13.

Segundo a teoria da adsorção, a adesão ocorre pela formação de ligações químicas entre o adesivo e o substrato desde que suas moléculas aproximem-se suficientemente uma das outras. A explicação esquemática da teoria de adsorção é apresentada na figura 14.

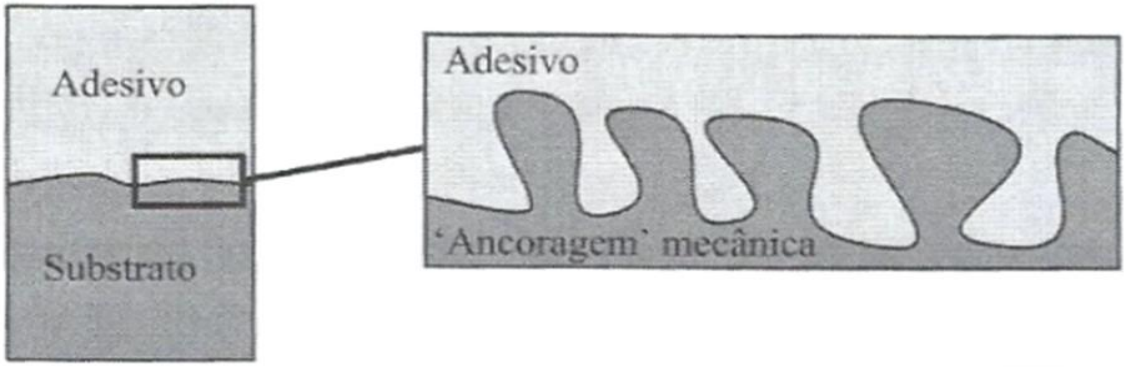


Figura 13: Teoria mecânica [17]



Figura 14: Teoria da adsorção [17]

Para garantir uma boa adesão entre o adesivo e o substrato é de suma importância uma boa preparação superficial para a maioria das juntas, sendo esse um fator limitante para a utilização da junção adesiva em diversas aplicações e um campo de pesquisa em crescimento em busca de adesivos que sejam capazes de se aderir bem ao substrato mesmo com uma pobre preparação superficial.

A rugosidade também possui um papel de destaque quando se trata da adesão em juntas coladas. Cada substrato apresenta uma rugosidade superficial ideal que deve ser atingida durante o tratamento superficial, levando ao melhor desempenho e resistência mecânica desse tipo de junta.

Tipos de ruptura

A ruptura de uma junta adesiva pode ocorrer no aderente, adesivo ou na região entre o adesivo e o aderente. A norma ASTM D5573-99 [18] classifica sete modos de ruptura em juntas adesivas, cujos principais são quando a ruptura ocorre no interior do aderente ou do adesivo, esta é classificada como ruptura coesiva, caso ocorra na região entre o adesivo e o aderente, é denominada ruptura adesiva (interfacial). Os modos de ruptura citados estão ilustrados na figura 15.

Tratando-se de juntas coladas é ideal que a ruptura ocorra coesivamente, pois, normalmente, os cálculos de esforços máximos são para a resistência do aderente ou do adesivo. Assim, é muito importante garantir que não ocorrerá uma ruptura adesiva antes da coesiva. Para isso, deve-se evitar ao máximo a possibilidade de uma falha de ligação entre o adesivo e aderente através, por exemplo, de um bom tratamento superficial, conforme mencionado anteriormente.

No entanto, ao se tratar das juntas adesivas utilizadas para o reparo de danos passantes em tubulações, conforme as normas ASME e ISO, é recomendado que a ruptura ocorra de maneira interfacial. Essa recomendação deve-se ao fato de garantir que em caso de falha não ocorra uma ruptura através do compósito levando à ejeção do conteúdo transportado pela tubulação. Uma falha interfacial, nesse caso, levaria a um vazamento

localizado, em caso de transporte de líquidos, por exemplo, um provável gotejamento, reduzindo assim o risco de pessoas serem atingidas por qualquer tipo de projeção.

Sendo assim, nesse trabalho o interesse principal é a análise da taxa de liberação de energia ocorrida pela ruptura adesiva dos reparos com compósito utilizados em tubulações. Portanto, só serão considerados para a análise os ensaios que resultaram nesse modo de ruptura, ou seja, que romperam de maneira interfacial, tanto nos ensaios hidrostáticos quanto nos corpos de prova dos ensaios DCB e WTDCB.

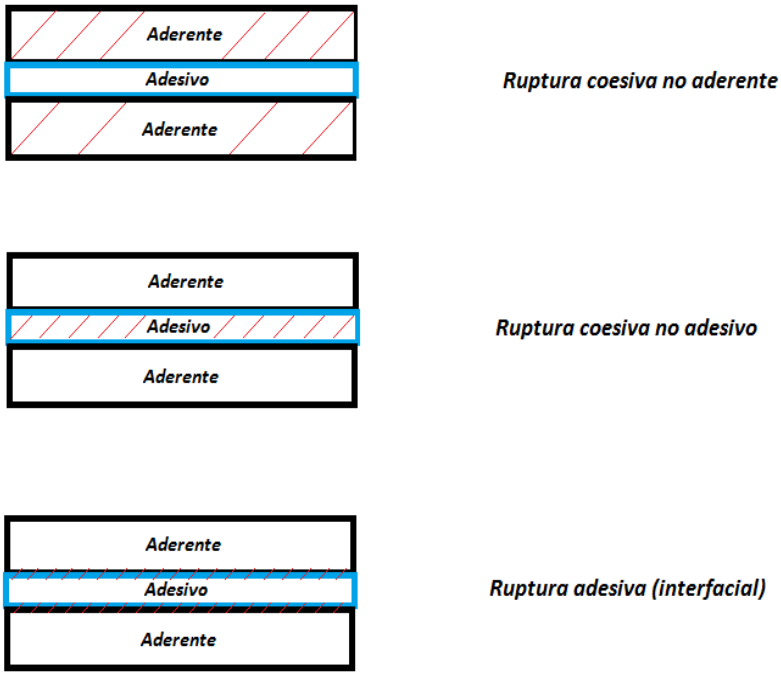


Figura 15: Tipos de ruptura

Tratamentos superficiais

O tratamento superficial realizado no aderente antes da realização de uma junta colada é primordial na maioria dos casos desse tipo de união. Tratando-se dos reparos utilizando juntas coladas compostas de compósito e metal em condições ambientais

agressivas, é extremamente importante garantir a boa aderência entre os substratos e adesivo. Esta boa aderência é garantida, principalmente, através de tratamentos superficiais adequados, conforme mencionado anteriormente.

O tratamento superficial é um fator determinante na resistência de uma junta colada, de forma que um tratamento mal realizado, provavelmente, acarretará em uma ruptura adesiva. Uma vez que, idealmente, as uniões coladas são calculadas pela resistência do aderente ou do adesivo, ou seja, para ruptura coesiva, é preocupante ocorrência de uma ruptura adesiva com esforços menores que o esperado.

A ocorrência da ruptura adesiva inesperada, normalmente, está relacionada à ligação defeituosa na interface aderente – adesivo. Esse fato pode ocorrer devido a diversos fatores como depósitos soltos (corrosão, pintura pouco aderente, partículas), oleosidade e baixa energia de superfície do aderente.

Assim, os tratamentos superficiais destinam se, justamente, a garantir a preparação ideal da superfície do aderente, de modo que, o ponto mais fraco da junta seja o adesivo ou o aderente, não a interface. Esse tratamento pode ser uma simples remoção de material a alteração da topografia superficial do aderente.

A figura 16 ilustra como é realizada ligação entre substrato e adesivo em uma junta colada.

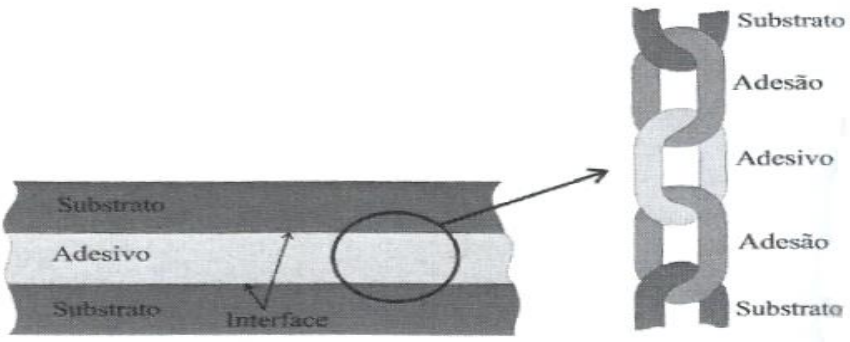


Figura 16: Ligação da junta colada [17].

Existem diversos tipos de tratamentos superficiais que podem ser aplicados aos aderentes antes da fabricação de uma união colada. Os três tipos mais conhecidos são jateamento com areia, jateamento com granalhas de aço e o MBX Bristle blast.

O jateamento de areia consiste em projetar partículas abrasivas de areia sobre a superfície a tratar. Utilizando o impacto dessas partículas movimentadas em alta velocidade, é possível remover pintura, oxidação e contaminantes que apresentem baixa aderência com a superfície do material.

Antes da realização do jateamento de areia, deve se realizar a limpeza da superfície do material. É imprescindível que gorduras, graxas e óleos sejam retirados com solventes ou qualquer outro método que elimine esses contaminantes. Após o jateamento a superfície deve ser limpa com escovas, aspiradores ou jato de ar seco para a remoção de grãos de areia e outras partículas soltas.

A utilização da areia como abrasivo é um dos métodos mais antigos utilizados para o tratamento superficial, devido a sua abundância, baixo custo e boa qualidade na preparação da superfície. No entanto, atualmente, existem diversos tipos de restrições para o emprego desse tipo de partícula abrasiva, pois mediante o impacto da areia, é gerado um particulado que quando aspirado se aloja no pulmão trazendo riscos à saúde.

O tamanho do grão da areia, também conhecido como mesh, influenciará diretamente na rugosidade da superfície a que o tratamento foi imposto. Desse modo, o mesh deve ser escolhido de acordo com o material e a rugosidade desejada.

O jateamento com granalhas de aço consiste da projeção de partículas de aço em alta velocidade sobre a superfície do material. Essas partículas apresentam as mesmas funções que as citadas para o jateamento de areia. No entanto, as arestas vivas e a dureza das granalhas de aço tendem a ser mais eficazes que a areia, que é menos dura e apresenta arestas menos cortantes.

Os mesmos cuidados de limpeza da superfície devem ser tomados, que aqueles citados para o jateamento de areia. A superfície deve ser limpa antes e depois do jateamento com granalhas de aço.

Uma das grandes vantagens na utilização desse método é a possibilidade de reutilizar as granalhas de aço diversas vezes, ou seja, é possível reciclar o material. Além

disso, por esse tipo de partícula não se fragmentar com o impacto, o emprego da partícula de aço, ao invés da partícula de areia, traz menos riscos à saúde.

O tamanho da granalha deve ser escolhido de acordo com o material em que esse tratamento superficial será aplicado. A rugosidade do material após o tratamento sofrerá influência direta de acordo com a dimensão da granalha.

O MBX Bristle blast é um tratamento superficial que utiliza uma máquina rotativa manual com cerdas de arame de aço de alto carbono. A energia cinética de impacto das cerdas com a superfície do aderente é equivalente a do jateamento com granalhas de aço, sendo a limpeza e a rugosidade obtidas também semelhantes. Assim, esse tipo de tratamento é capaz de remover partículas como óxidos e contaminantes, promovendo um eficiente tratamento superficial.

Esse método de preparação superficial apresenta vantagens em relação ao jateamento de partículas, sendo as principais delas a simplicidade, economia e menores riscos à saúde do operador no processo de tratamento. Esse fato deve se a máquina rotativa ser de fácil manuseamento e baixo peso, podendo utilizar fonte elétrica ou pneumática para o seu funcionamento. Além disso, não há necessidade de uso de roupas especiais, respirador e coletor de partículas, componentes esses essenciais na realização da maioria dos jateamentos.

Um estudo realizado por R. J. Stango e P. Khullar [19], demonstrou bons resultados na utilização desse método de preparação superficial em tubulações API 5L, que apresentam destacado emprego na indústria petrolífera onshore e offshore. Ensaios mostraram que uma tubulação do tipo citado, severamente corroída, pode ser recuperada pelo tratamento com MBX, resultando uma superfície uniforme, sem a presença de qualquer pit de corrosão.

1.5. Taxa de liberação de energia

O conceito de taxa de liberação de energia está relacionado ao estudo da mecânica da fratura, que possui como princípios básicos o trabalho pioneiro de Grifth [20] que constatou em uma série de ensaios com fibras de vidro de distintos diâmetros, uma

diminuição na tensão de ruptura à medida que aumentava-se o diâmetro das mesmas. Essa observação levou a conclusão de que as maiores dimensões da fibra ocasionava em uma maior quantidade de defeitos e que todos os corpos apresentam uma distribuição de defeitos, cujo mais crítico será o responsável pela fratura.

Desse modo, foi estabelecido que um defeito interno só será capaz de propagar-se caso a energia (G) em sua extremidade seja equivalente a energia necessária à propagação da trinca. Essa energia necessária à propagação da trinca é mais conhecida por taxa de liberação crítica de energia (G_c) que é uma propriedade do material.

Nos materiais compósitos, por exemplo, os mecanismos de dissipação de energia no processo de fratura incluem ruptura e descoesão interfacial entre fibra e matriz, arrancamento de fibras e plastificação local na matriz. Segundo Moura [21], esses mecanismos de dissipação podem ser englobados numa energia por unidade de superfície da fissura (γ_f) que é varias ordens de grandeza superior à energia de superfície (γ_s), conforme a seguinte equação:

$$G = 2(\gamma_s + \gamma_f) \quad \text{(Eq. 10)}$$

A taxa de liberação de energia na fratura também pode ser obtida através da teoria de vigas lineares utilizando a clássica expressão de Irwin – Keys [21]:

$$G = \frac{P^2}{2B}\frac{dC}{da} \quad \text{(Eq. 11)}$$

Onde: $C = \frac{u}{P}$ (Eq. 12)

De modo que: $P =$ Força, $B =$ Largura, $C =$ Flexibilidade e $u =$ Deslocamento.

Na ausência de propagação da fissura, o trabalho das forças exteriores é igual ao aumento da energia interna de deformação. Em um sólido elástico ideal não há dissipação de energia e toda a energia de deformação é recuperada após a remoção das solicitações

externas. Quando ocorre a propagação da trinca, parte da energia interna de deformação liberta-se, ocasionando a denominação taxa de liberação de energia.

O presente trabalho possui o objetivo de utilizar a taxa de liberação de energia como um método mais simples que o atual para a previsão da pressão de ruptura em reparos com compósitos em tubulações. A norma ASME PCC-2 e ISO/PDTS 24817, fornecem uma metodologia de obtenção da taxa de liberação de energia através de ensaios hidrostáticos nas tubulações reparadas, que será melhor explicitado na seção a seguir.

Como forma de simplificar essa metodologia, a pesquisa pretende empregar a taxa de liberação de energia proveniente de ensaios DCB e WTDCB para a previsão da pressão de ruptura, ao invés dos ensaios hidrostáticos, atualmente empregados. Os ensaios DCB e WTDCB além de serem simples e cotidianamente utilizados para a obtenção da taxa de liberação de energia em juntas coladas, apresentam condições de carregamento similares aquelas encontradas nos reparos em tubulações [10] e por isso foram empregados nessa pesquisa.

1.6. Metodologias presentes nas normas

Conforme mencionado nas seções anteriores, as normas ISO/PDTS 24817 e ASME PCC-2 são as mais utilizadas como diretrizes para a confecção de reparos com compósito em tubulações. Sendo assim, essa seção possui como objetivo apresentar as equações e metodologias presentes nessas normas, empregadas para a realização da previsão da taxa de liberação de energia e pressão máxima de ruptura em reparos.

Pressão máxima do reparo

A fim de se determinar a pressão máxima suportada por um reparo com compósito experimentalmente, ambas as normas, ASME PCC-2 e ISO/PDTS 24817, recomendam para o tipo B de defeito (passante) que este seja simulado a partir de um furo de 25 mm de diâmetro na parede do tubo utilizando-se uma furadeira. Em seguida, o reparo deve ser

realizado e o tubo pressurizado por um período de 1000 horas a uma determinada pressão a ser calculada de acordo com as características da tubulação.

Após o período estipulado, a pressurização deve ser aumentada de maneira gradual e constante até que a ruptura do reparo ocorra. Neste momento a pressão deve ser medida por um manômetro e esta considerada a pressão máxima de ruptura do reparo.

Além da medição experimental, ambas as normas também descrevem aproximações teóricas para obter a pressão máxima de ruptura de tubulações reparadas com compósito. Tais aproximações são baseadas na taxa de liberação de energia na ruptura para reparos com defeitos passantes.

Esse modelo possui como um de seus fundamentos o critério de fratura de Griffth, onde se considera a teoria da elasticidade linear em que uma fratura só é iniciada quando sua taxa de liberação de energia (G) é igual ou maior a energia de tenacidade à fratura (G_c).

Através da modelagem teórica, conforme o item 3.4.6 da norma ASME PCC-2 e o item 6.5.6 da norma ISO/PDTS 24817 é possível obter uma equação que relaciona as propriedades do compósito, dimensões do reparo e pressão interna da tubulação, conforme se segue:

$$p = \sqrt{\frac{\gamma}{\left(\frac{1-\upsilon^2}{E}\left[\frac{3}{512t^3}(d)^4+\frac{1}{\pi}(d)\right]+\frac{3}{64G_\tau t}(d^2)\right)}} \qquad \text{(Eq. 13)}$$

Como $d = 2a_d$, a equação 11 é equivalente a:

$$p = \sqrt{\frac{\gamma}{\left(\frac{1-\upsilon^2}{E}\left[\frac{3}{32t^3}{a_d}^4+\frac{2}{\pi}a_d\right]+\frac{3}{16G_\tau t}{a_d}^2\right)}} \qquad \text{(Eq. 14)}$$

Para a propagação do defeito é necessário que $\gamma = G_c$, portanto:

$$p_{máx} = \sqrt{\frac{G_c}{(\frac{1-\upsilon^2}{E}\left[\frac{3}{32t^3}{a_d}^4+\frac{2}{\pi}a_d\right]+\frac{3}{16G_\tau t}{a_d}^2)}} \quad \text{(Eq. 15)}$$

Onde:

- γ = Taxa de liberação de energia
- G_c = Taxa de liberação de energia crítica
- $p_{máx}$ = Pressão de ruptura do reparo
- E = Módulo de Young reduzido para compósitos = $\sqrt{E_x E_y}$

  E_x= Módulo de Young longitudinal do compósito

  E_y= Módulo de Young transversal do compósito
- υ = Coeficiente de Poisson = $\upsilon_{xy}\frac{E_x}{E_y}$

  υ_{xy}= Coeficiente de Poisson planar do compósito
- G_τ= Módulo de cisalhamento planar do compósito
- t = Espessura do laminado de reparo
- a_d = Metade do diâmetro do defeito
- $d =$ Diâmetro do defeito

Cálculo da taxa de liberação de energia por ensaios hidrostáticos

Conforme o Artigo 4.1, Apêndice IV, da norma ASME PCC-2 e o anexo D da norma ISO/PDTS 24817, para a medição do parâmetro de energia de tenacidade à fratura (γ) na interface deve-se utilizar ensaios hidroestáticos em uma tubulação com diâmetro mínimo de 100 mm e espessura de 3 mm. Para simulação dos defeitos, devem ser

ensaiados três diâmetros de furos passantes distintos, com dimensões de 10 mm, 15 mm e 25 mm, respectivamente.

Segundo essa norma, devem ser realizados, no mínimo, um total de nove ensaios, ou seja, pelo menos três ensaios hidrostáticos para cada dimensão de defeito mencionada. As pressões de ruptura obtidas desses ensaios só podem ser validadas caso a ruptura do reparo ocorra de maneira interfacial.

A seguinte metodologia para o cálculo da taxa de liberação de energia é descrita pela ASME PCC-2:

$$P_i = A(d_i)\sqrt{\gamma_i} \qquad \text{(Eq. 16)}$$

Onde:

- $A(d_i) = \sqrt{\frac{1}{\frac{1-\upsilon^2}{E}\left[\frac{3}{512{t_i}^3}(d_i)^4+\frac{1}{\pi}(d_i)\right]+\frac{3}{64G_\tau t_i}({d_i}^2)}}$ (Eq. 17)
- P_i = Pressão de ruptura na observação i=1,n
- γ_i = Tenacidade à fratura na observação i =1,n
- t_i = Espessura do reparo na observação i=1,n
- d_i = Comprimento do defeito na observação i=1,n
- n = Número total de observações

O valor mínimo para o limite de confiança da taxa de liberação de energia (γ_{LCL}) deve ser obtido pela seguinte equação:

$$\gamma_{LCL} = \left[\frac{\sum_{i=1}^{n} A(d_i)P_i}{\sum_{i=1}^{n} A(d_i)^2} - t_v\sigma\sqrt{\frac{1}{\sum_{i=1}^{n} A(d_i)^2}}\right]^2 \qquad \text{(Eq. 18)}$$

Onde:

- $\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n}\left[P_i - A(d_i)\sqrt{\gamma_{mean}}\right]^2}{(n-2)}}$ (Eq. 19)
- $\gamma_{mean} = \left[\frac{\sum_{i=1}^{n} A(d_i)P_i}{\sum_{i=1}^{n} A(d_i)^2}\right]^2$ (Eq. 20)
- t_v= Valor da tabela t-Student, conforme tabela 1

Tabela 1: Tabela t-Student [9]

Valor t-Student para confiança de 0,025		
Variáveis, n	Graus de liberdade, n-2	t-Student (0,025)
5	3	3.163
6	4	2.969
7	5	2.841
8	6	2.752
9	7	2.685
10	8	2.634
11	9	2.593
12	10	2.560
13	11	2.533
14	12	2.510
15	13	2.490
16	14	2.473
17	15	2.458
18	16	2.445

1.7. Ensaios experimentais

Para a análise dos sistemas de reparos com compósitos em tubulações foram realizados três tipos de ensaios, o hidrostático, Double Cantilever Beam (DCB) e Width Tapered Double Cantilever Beam (WTDCB). A realização desses ensaios tem como objetivo a obtenção da pressão de ruptura e taxa de liberação de energia (G_c) na fratura.

Esta seção destina-se a introduzir os principais conceitos relacionados aos ensaios mencionados e os métodos empregados para o cálculo da taxa de liberação de energia nos ensaios DCB e WTDCB. Ademais, visa descrever os aspectos mais importantes para a realização dos mesmos nessa pesquisa.

Ensaio hidrostático

Os ensaios hidrostáticos consistem da pressurização da tubulação reparada até a falha do reparo. Conforme a norma ASME PCC-2 e ISO/PDTS 24817, essa falha deve ocorrer de maneira interfacial para que o resultado possa ser validado e a pressão de ruptura registrada.

Esse tipo de ensaio envolve a utilização de uma seção da tubulação de material e Schedule idênticos aos empregados na indústria, na qual deve-se simular o defeito passante com uma furadeira. Em seguida, o reparo deve ser realizado utilizando-se a mesma metodologia e sistema que aquela a ser realizada em campo, ou seja, mesmos tratamentos superficiais e se possível nas mesmas condições de contorno.

Além disso, deve ser utilizada uma bomba pneumática capaz de pressurizar a tubulação até os valores de ruptura do reparo e um manômetro de confiança para a medição dessa pressão. A figura 17 ilustra esquematicamente como é realizado o ensaio hidrostático. A seção anterior descreve mais detalhadamente como a pressão de ruptura do reparo é obtida por ensaios experimentais conforme as normas.

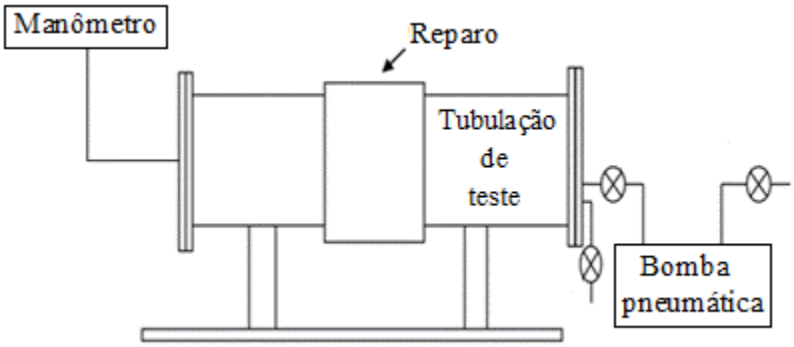


Figura 17: Representação esquemática do ensaio hidrostático.

Deve-se ter especial atenção nas condições de contorno utilizadas para a realização dos reparos e ensaios hidrostáticos a fim de garantir que os resultados desses ensaios obtidos em laboratório estejam fiéis à realidade das tubulações em serviço. Desse modo, diminuindo os riscos de análises equivocadas e aumentando a confiabilidade dos reparos com compósitos.

Outro fator importante a ser mencionado é a segurança durante a realização do ensaio. Devido à pressurização da tubulação, são necessários cuidados especiais das pessoas responsáveis pelo teste, já que uma falha inesperada pode levar a projeção de partes dos materiais e detritos nas diversas direções. Desse modo, é interessante o emprego de proteções em torno da tubulação e seu isolamento, com apenas o mínimo de pessoas envolvidas nas proximidades. A figura 18 ilustra uma seção de tubulação a ser ensaiada hidrostaticamente.

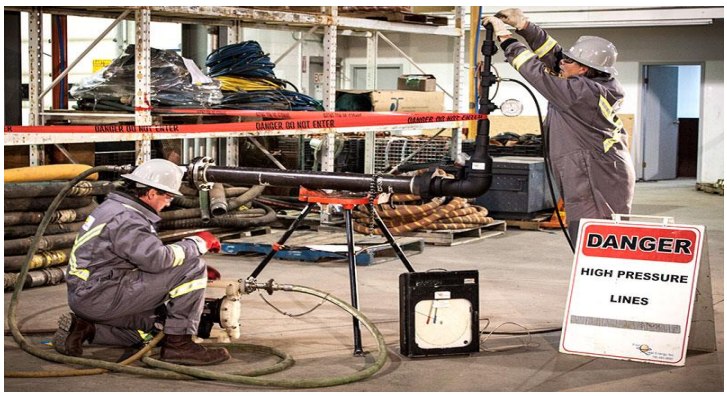


Figura 18: Ensaio hidrostático.

Ensaio Double Cantilever Beam (DCB)

A utilização de ensaios DCB vem sendo útil na tentativa de realizar um aumento na precisão de equações para confecção de reparos com compósitos em tubulações. Por tratar-se de um método de grande simplicidade, seu uso para a avaliação da tenacidade à fratura entre juntas compostas por metal-compósito é de grande valia.

Andressen [27] em uma de suas pesquisas utilizou os ensaios de DCB para a averiguação da taxa de liberação de energia em modo I em juntas coladas metal–compósito, mas não aplicou os resultados para a previsão de pressões de ruptura. O presente estudo pretende aplicar os resultados de G_c obtidos a partir de ensaios DCB como uma prática simples e eficiente para a previsão da pressão de ruptura em tubulações reparadas pelo sistema de compósito/adesivo.

Esse ensaio é o principal empregado para a caracterização à fratura da taxa de liberação de energia (G_c) no modo I de ruptura. Os modos de ruptura são uma classificação dos esforços que levam a propagação da fenda, havendo três modos diferentes que são o modo I, modo II e modo III.

O modo I representa o modo de abertura foco dessa pesquisa, pois é o tipo principal de solicitação que contribui na ruptura de reparos com juntas coladas em tubulações. Os modos II e III são os modos de corte, com a diferença que no modo II as superfícies da fenda têm movimento relativo perpendicular à frente da fenda, enquanto no modo III o movimento é paralelo à frente da fenda. A figura 19 ilustra os três modos de solicitação das juntas adesivas.

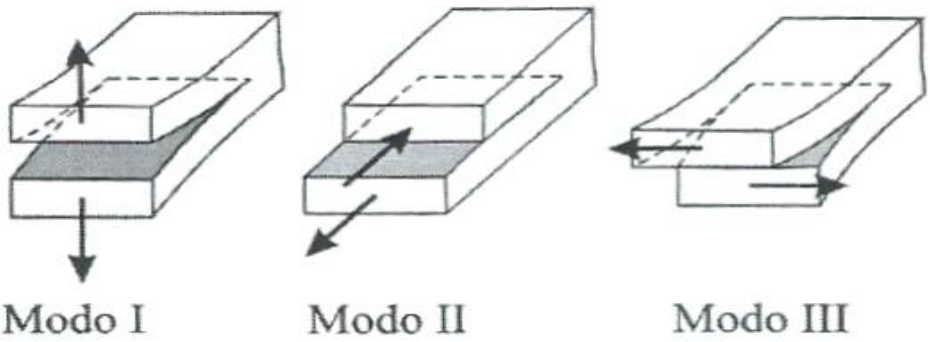


Figura 19: Modos de solicitação em juntas adesivas [17].

Os parâmetros para os ensaios DCB, assim como a medição da taxa de liberação em juntas coladas podem ser regidos por diferentes normas dependendo dos substratos utilizados, como, por exemplo, pela ASTM D3433-99 [23], no entanto para corpos de prova dissimilares compostos por compósito-metal ainda não existe nenhuma norma.

Os corpos de prova para esse tipo de ensaio podem ser descritos como dois substratos unidos por um adesivo na região central, conforme ilustrado na figura 20, com detalhe em que deve ser considerado um comprimento inicial (a_0) isento de cola, ou seja, uma pré-fenda, normalmente utilizada para garantir que a fenda inicie sua propagação no local desejado e propague de maneira estável.

Os corpos de prova são ensaiados em uma máquina especial para sua realização, que consiste da separação dos substratos a partir de uma carga (P) atuando em uma de suas extremidades, conforme ilustrado na figura 21. Um software em sincronia junto à máquina registra a força (P) e o deslocamento (δ) para os diferentes valores de comprimento de fenda (a).

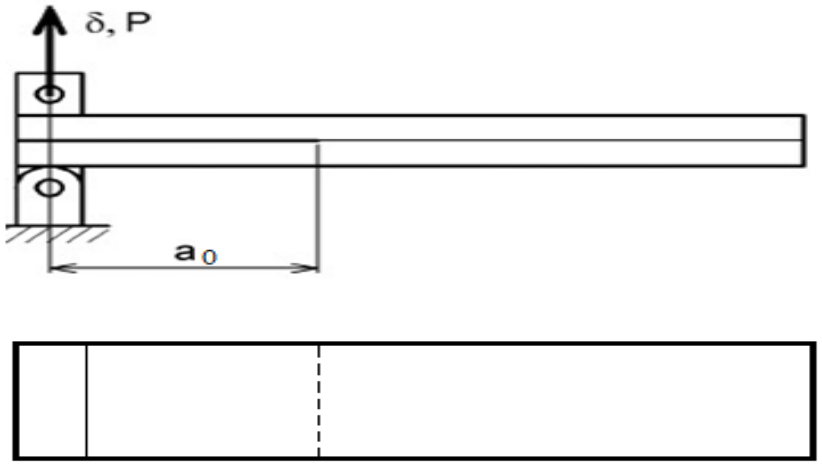


Figura 20: Corpo de prova para ensaio DCB

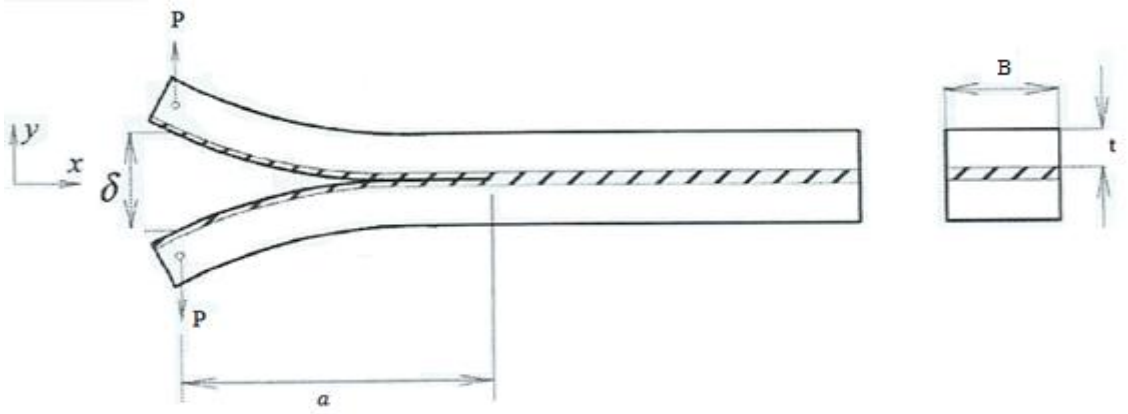


Figura 21: Representação do ensaio DCB [17-Modificada]

Cálculo de G_c por ensaios DCB

A partir dos ensaios DCB é possível calcular a taxa de liberação de energia (G_c) de juntas coladas por diferentes métodos. Nesse trabalho foram utilizados 4 métodos para o cálculo de G_c por esse tipo de ensaio, descritos a seguir:

- *Compliance Based Beam Theory (CBBM)*

O método CBBM foi desenvolvido em 2008 por de Moura et al [28], sendo o mais moderno utilizado para o cálculo de G_c a partir de ensaios DCB. Este método possui a principal vantagem de que não é necessária a medição visual da propagação da trinca durante o ensaio para o cálculo da taxa de liberação de energia, visto que é utilizado um comprimento de trinca equivalente (a_e) proveniente de equações matemáticas estimadas pela flexibilidade (C) momentânea no corpo de prova. Para todos os outros métodos propostos existe a necessidade da medição visual a fim de calcular tal propriedade nos ensaios DCB.

Sendo assim, o método CBBM vem sendo considerado como o mais preciso para o cálculo da taxa de liberação de energia, pois além de evitar erros visuais na medição de propagação trinca, o comprimento de trinca equivalente considera para os cálculos de G_c a zona de processo de fratura (FPZ). A FPZ é a zona à frente da trinca que apesar de já

danificada, não é possível de ser visualmente observada e por isso não é considerada nos outros métodos.

O método CBBM foi desenvolvido a partir do conceito de teoria das vigas para substratos idênticos, homogêneos e simétricos para o cálculo da taxa de liberação de energia em modo I (G_I). No entanto, nessa pesquisa, os corpos de prova utilizados eram compostos por materiais diferentes, portanto houve a necessidade de um novo desenvolvimento de tal metodologia.

Esse novo desenvolvimento consistiu em considerar diferentes módulos de elasticidade ($\mathrm{E_1}$ e $\mathrm{E_2}$), cisalhamento ($\mathrm{G_1}$ e $\mathrm{G_2}$) e espessuras (h_1 e h_2) para cada substrato, a partir da equação original da energia de deformação do método CBBM para substratos idênticos, mostrada na equação 21. O desenvolvimento segue utilizando-se conceitos e relações entre a energia de deformação, deslocamento, flexibilidade e a equação de Irwin-Keys, assim como realizado por Moura.

A seguir apresenta-se o novo desenvolvimento realizado, e na tabela 2 a comparação das equações do método CBBM para materiais idênticos e dissimilares para o cálculo de G_I.

Energia de deformação, considerando-se substratos idênticos:

$$U = 2\left[\left(\int_0^{\mathrm{a}} \frac{{\mathrm{M_f}}^2}{2\mathrm{EI}}\,\mathrm{dx}\right) + \left(\iint_{0\,-\frac{\mathrm{h}}{2}}^{\mathrm{a}\,\frac{\mathrm{h}}{2}} \frac{\tau^2}{2\mathrm{G}_\tau}\mathrm{B}\,\mathrm{dx}\,\mathrm{dy}\right)\right] \qquad \text{(Eq. 21)}$$

De modo que: $\mathrm{M_f}$ = Momento fletor no substrato, I = Momento de inércia do substrato, τ = Efeito de cisalhamento, B = Espessura do substrato, E = Módulo de elasticidade e G_τ = Módulo de cisalhamento.

Energia de deformação, considerando-se substratos dissimilares:

$$U = \left[\left(\int_0^a \frac{M_f{}^2}{2E_1I_1}\,dx\right) + \left(\int_{0-\frac{h_1}{2}}^{a\ \frac{h_1}{2}} \frac{\tau^2}{2G_1} B\,dx\,dy\right)\right] + \left[\left(\int_0^a \frac{M_f{}^2}{2E_2I_2}\,dx\right) + \left(\int_{0-\frac{h_2}{2}}^{a\ \frac{h_2}{2}} \frac{\tau^2}{2G_2} B\,dx\,dy\right)\right] \quad \text{(Eq. 22)}$$

Após a substituir e integrar as constantes da equação 22, obtém-se a seguinte relação:

$$U = \frac{2P^2a^3}{B}\left[\left(\frac{1}{E_1{h_1}^3}\right) + \left(\frac{1}{E_2{h_2}^3}\right)\right] + \frac{3P^2a}{5B}\left[\left(\frac{1}{G_1h_1}\right) + \left(\frac{1}{G_2h_2}\right)\right] \quad \text{(Eq. 23)}$$

Derivando-se a equação 23 é possível obter a equação para o deslocamento (δ) :

- $\delta = \frac{\partial U}{\partial P}$ (Eq. 24)

$$\delta = \frac{4Pa^3}{B}\left[\left(\frac{1}{E_1{h_1}^3}\right) + \left(\frac{1}{E_2{h_2}^3}\right)\right] + \frac{6Pa}{5B}\left[\left(\frac{1}{G_1h_1}\right) + \left(\frac{1}{G_2h_2}\right)\right] \quad \text{(Eq. 25)}$$

Utilizando o conceito de flexibilidade e a Equação 25, foi obtida uma equação para a flexibilidade (C):

- $C = \frac{\delta}{P}$ (Eq. 26)

$$C = \frac{4a^3}{B}\left[\left(\frac{1}{E_1{h_1}^3}\right) + \left(\frac{1}{E_2{h_2}^3}\right)\right] + \frac{6a}{5B}\left[\left(\frac{1}{G_1h_1}\right) + \left(\frac{1}{G_2h_2}\right)\right] \quad \text{(Eq. 27)}$$

Combinando a equação de Irwin-Keys (Eq. 28) com a equação 27, obtém-se uma equação para taxa de liberação de energia para o modo I (G_I):

- $G_I = \frac{P^2}{2B}.\frac{\partial C}{\partial a}$ (Eq. 28)

$$G_I = \frac{3P^2}{B^2}\left(2a_e{}^2\left[\frac{1}{E_1{h_1}^3} + \frac{1}{E_2{h_2}^3}\right] + \frac{1}{5}\left[\frac{1}{G_1h_1} + \frac{1}{G_2h_2}\right]\right) \quad \text{(Eq. 29)}$$

O parâmetro a_e, conforme mencionado anteriormente, é o comprimento equivalente estimado para a trinca em relação à flexibilidade do substrato. O valor desse parâmetro é calculado a partir de equações propostas no método presentes no trabalho de de Moura [28].

Tabela 2: Equações método CBBM

	Substratos idênticos	**Substratos dissimilares**
Energia de deformação (U)	$U = \frac{4P^2a^3}{Bh^3E} + \frac{6P^2a}{5BhG_\tau}$	$U = \frac{2P^2a^3}{B}\left[\left(\frac{1}{E_1{h_1}^3}\right) + \left(\frac{1}{E_2{h_2}^3}\right)\right] + \frac{3P^2a}{5B}\left[\left(\frac{1}{G_1h_1}\right) + \left(\frac{1}{G_2h_2}\right)\right]$
Deslocamento (δ)	$\delta = \frac{8Pa^3}{Bh^3E} + \frac{12Pa}{5BhG_\tau}$	$\delta = \frac{4Pa^3}{B}\left[\left(\frac{1}{E_1{h_1}^3}\right) + \left(\frac{1}{E_2{h_2}^3}\right)\right] + \frac{6Pa}{5B}\left[\left(\frac{1}{G_1h_1}\right) + \left(\frac{1}{G_2h_2}\right)\right]$
Taxa de liberação de energia (G_I)	$G_I = \frac{6P^2}{B^2h}\left(\frac{2{a_e}^2}{h^2E} + \frac{1}{5G_\tau}\right)$	$G_I = \frac{3P^2}{B^2}\left(2{a_e}^2\left[\frac{1}{E_1{h_1}^3} + \frac{1}{E_2{h_2}^3}\right] + \frac{1}{5}\left[\frac{1}{G_1h_1} + \frac{1}{G_2h_2}\right]\right)$

A partir dos valores calculados de G_I para cada comprimento de trinca equivalente é possível obter um gráfico de taxa de liberação de energia vs. comprimento de trinca, designada como curva de resistência, conforme ilustrado na figura 22. A taxa de liberação de energia obtida do ensaio DCB é considerada o valor do patamar superior demonstrado no gráfico da figura 22.

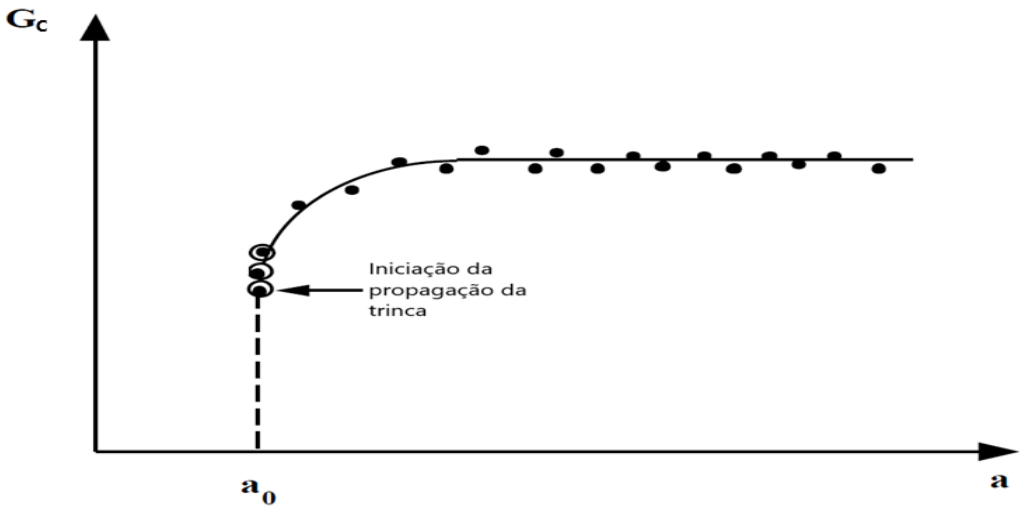


Figura 22: Curva de resistência.

No entanto, a adaptação realizada do método CBBM para materiais dissimilares nunca foi testada anteriormente. Por esse motivo, decidiu-se utilizar também, para o cálculo da taxa de liberação de energia, métodos mais usualmente empregados para a obtenção de tal propriedade. Tais métodos estão descritos a seguir e possibilitaram através da comparação e proximidade dos resultados obtidos a validação do novo desenvolvimento realizado.

- *Experimental Compliance Method (ECM)*

Tal método apresentado por Blackman e Kinloch [24,25] e a norma BS 7991[26] descreve a seguinte metodologia para a obtenção da taxa de liberação de energia:

$$G_I = \frac{nP\delta}{2Ba} . \frac{F}{N} \quad \text{(Eq. 30)}$$

Onde:

- n = Slope da regressão linear do gráfico $\log a \ \ vs. \log(C/N)$ (Figura 23)
- δ = Deslocamento
- P = Força
- B = Largura do substrato
- a = Comprimento da trinca
- $F = 1 - \frac{3}{10}(\frac{\delta}{a})^2 - \frac{3}{2}(\frac{\delta l_1}{a^2})$ (Eq. 31)
- $N = 1 - (\frac{l_2}{a})^3 - \frac{9}{8}\left(1 - \left(\frac{l_2}{a}\right)^2\right)\frac{\delta l_1}{a^2} - \frac{9}{35}(\frac{\delta}{a})^2$ (Eq. 32)

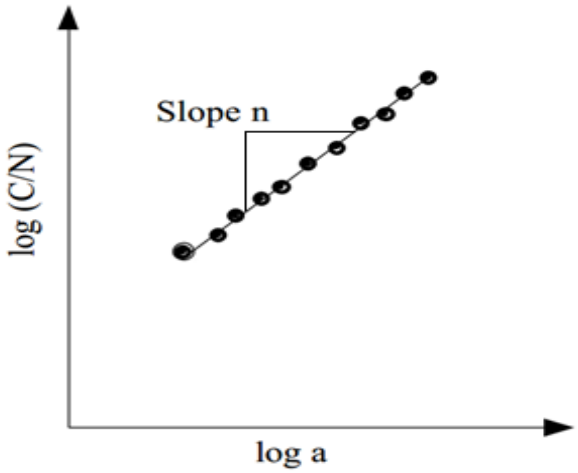


Figura 23: Gráfico $\log a \ \ vs. \log(C/N)$ [24]

Para os valores de n apenas os valores de propagação da trinca observados no ensaio DCB, devem ser considerados. F é um fator de correção para elevados deslocamentos, devendo ser utilizado quando $\frac{\delta}{a} > 0{,}4$. O fator N deve ser considerado para correção quando são utilizados blocos para a aplicação da carga no ensaio. A Figura 24 ilustra uma vista seccionada de um corpo de prova DCB, no qual são utilizados blocos, e as respectivas dimensões l_1 e l_2 consideradas nas equações 31 e 32.

A partir dos valores calculados de G_I e do comprimento de trinca (a) medido visualmente, é possível obter a curva de resistência (figura 22) e o valor da taxa de liberação de energia para o ensaio.

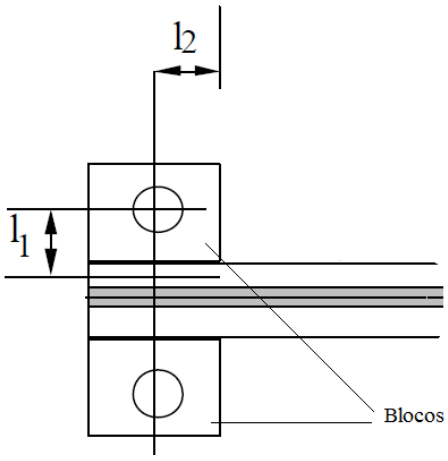


Figura 24: Corpo de prova com blocos ensaio DCB [25-Modificada]

- *Compliance Based Theory (CBT)*

Tal método também apresentado por Blackman e Kinloch [24,25] e a norma BS 7991 [26], é semelhante ao método explicitado anteriormente, com a diferença em que descreve a seguinte equação para a obtenção da taxa de liberação de energia:

$$G_I = \frac{3P\delta}{2B(a+\Delta)} \cdot \frac{F}{N} \quad \text{(Eq. 33)}$$

Onde:

- $\Delta =$ Interceptação no eixo x da regressão linear do gráfico $a\ vs.\ (C/N)^{1/3}$ (Figura 25)
- $F = 1 - \frac{3}{10}(\frac{\delta}{a})^2 - \frac{3}{2}(\frac{\delta l_1}{a^2})$
- $N = 1 - (\frac{l_2}{a})^3 - \frac{9}{8}\left(1 - \left(\frac{l_2}{a}\right)^2\right)\frac{\delta l_1}{a^2} - \frac{9}{35}(\frac{\delta}{a})^2$

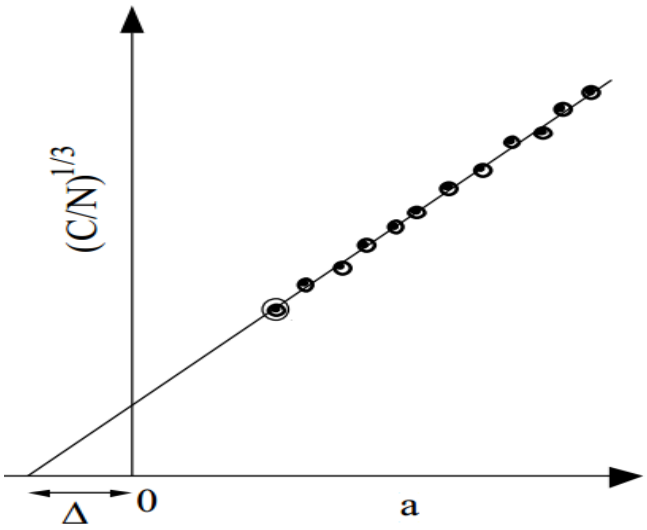


Figura 25: Gráfico $a\ vs.\ (C/N)^{1/3}$ [25]

Para as metodologias ECM e CBT apresentadas, assim como o método CBBM, foram desenvolvidas para a obtenção da taxa de liberação de energia em modo I. No entanto, para os métodos ECM e CBT se faz necessário a medição da propagação do comprimento da trinca durante a progressão do ensaio. Com esse objetivo, normalmente, utiliza-se uma câmera digital de boa definição a fim de filmar ou fotografar o ensaio a cada determinado período de tempo.

Após a realização do ensaio, as imagens são analisadas visualmente e a relação entre a flexibilidade e o comprimento de trinca obtidos, possibilitando a aplicação dos métodos descritos. A grande desvantagem desses métodos são os erros provenientes da análise visual para o comprimento de trinca, o que pode levar a imprecisão do resultado obtido para a taxa de liberação de energia. Além disso, deve-se considerar que a análise e medição do comprimento de trinca são processos que exigem tempo.

Pelos motivos explicitados no parágrafo anterior, o método CBBM vem ganhando destaque em sua utilização para a avaliação da taxa de liberação de energia em modo I pelo fato de ser mais eficiente e preciso.

- *Asymmetrical Double Cantilever Beam Method (ADCB)*

O método ADCB, descrito por Creton et al [29], foi desenvolvido para a obtenção da taxa de liberação de energia em modo misto (G_{I+II}), a partir de ensaios DCB. Essa metodologia considera em seu desenvolvimento corpos de prova que apresentam substratos com diferentes rigidezes, o que acarreta na ocorrência de modo I + II na fratura. As equações empregadas por esse método estão descritas a seguir:

$$G_{I+II} = \frac{3\delta^2 {h_1}^3 {h_2}^3 E_1 E_2}{8a^4}\left(\frac{E_1 {h_1}^3 {C_2}^2 + E_2 {h_2}^3 {C_1}^2}{\left[E_1 {h_1}^3 {C_2}^3 + E_2 {h_2}^3 {C_1}^3\right]^2}\right) \qquad \text{(Eq. 34)}$$

Para o caso em que $h_1 = h_2$, têm-se:

$$G_{I+II} = \frac{3\delta^2 h^3}{8a^4 C^4}\left(\frac{E_1.E_2}{E_1+E_2}\right) \qquad \text{(Eq. 35)}$$

Onde:

- $C_1 = 1 + 0{,}64(h_1/a)$ (Eq. 36)
- $C_2 = 1 + 0{,}64(h_2/a)$ (Eq. 37)
- $C = 1 + 0{,}64(h/a)$ (Eq. 38)

Na presente pesquisa foram empregados corpos de prova compostos por substratos de materiais diferentes e espessuras idênticas, portanto que não encontravam-se em balanço, ou seja, diferentes rigidezes. Por esse motivo, é de se esperar que os resultados obtidos para taxa de liberação a partir da metodologia ADCB seja mais fiel que aqueles provenientes das metodologias CBBM, ECM e CBT, que consideram apenas a ocorrência de modo I na fratura em seu desenvolvimento.

Entretanto, conforme observado por Fernlund et al [30], a contribuição do modo II para a fratura é muito inferior a contribuição do modo I para o caso de ensaios DCB. Fernlund desenvolveu um par de equações capaz de determinar a contribuição de cada um dos modos para a ocorrência da fratura, descrita a seguir.

$$\begin{cases} \psi = tan^{-1}\sqrt{\frac{G_{II}}{G_I}} \\ G_{I+II} = G_I + G_{II} \end{cases} \quad \text{(Eq. 39)}$$

A constante ψ equivale ao ângulo formado entre a força normal aplicada pela máquina de ensaio e a direção da força que de fato provoca a fratura no corpo de prova devido a diferença de rigidez dos substratos. Essa constante pode ser definida a partir de simulação em elementos finitos, ou considerando o intervalo entre 18º e 24º, valor no qual esse ângulo, normalmente, se encontra, segundo Fernlund. Na presente pesquisa foi considerado o intervalo de ângulo mencionado para o cálculo da contribuição do modo I e modo II (G_I, G_{II}) na fratura.

Utilizando a metodologia apresentada, foi possível obter a partir do método ADCB a taxa de liberação de energia para modo misto (I + II), modo I e modo II. O resultado obtido para modo I foi comparado aos valores de G_I originados das metodologias CBBM, ECM e CBT.

Assim como para as metodologias ECM e CBT, também é necessária a medição da propagação do comprimento da trinca durante o ensaio, para o cálculo da taxa de liberação de energia pelo método ADCB. Desse modo, as mesmas desvantagens mencionadas, anteriormente, relacionados a essa prática de medição, aplicam-se para o presente método.

A partir dos valores calculados de G_{I+II} e do comprimento de trinca (a) medido visualmente, é possível obter a curva de resistência (figura 22) e o valor da taxa de liberação de energia para o ensaio.

Cálculo de G_c por ensaios WTDCB

- *Método da calibração*

O método da calibração foi o único método a ser utilizado para a determinação da taxa de liberação de energia a partir de ensaios Width Tapered Double Cantilever Beam (WTDCB). O ensaio WTDCB procede de maneira idêntica ao ensaio DCB, descrito anteriormente e ilustrado na figura 21, cuja única diferença está na geometria dos corpos de prova.

A geometria dos corpos de prova WTDCB possibilita que a taxa de variação de energia seja constante e independente do comprimento de trinca. Desse modo, a principal vantagem na utilização desse tipo de ensaio é que não é necessária a medição do tamanho de trinca durante o ensaio.

No entanto, a grande desvantagem na realização desse tipo de ensaio está na confecção do corpo de prova. Enquanto os corpos de prova para o ensaio DCB são facilmente confeccionados por tratar-se de dois substratos de largura (B) e espessura (h) constantes, conforme ilustrado na figura 20, os corpos de prova para o ensaio WTDCB apresentam espessura constante e largura variável, conforme ilustrado na figura 26, dificultando a sua fabricação. Por esse motivo, os ensaios WTDCB são menos comumente utilizados que os ensaios DCB.

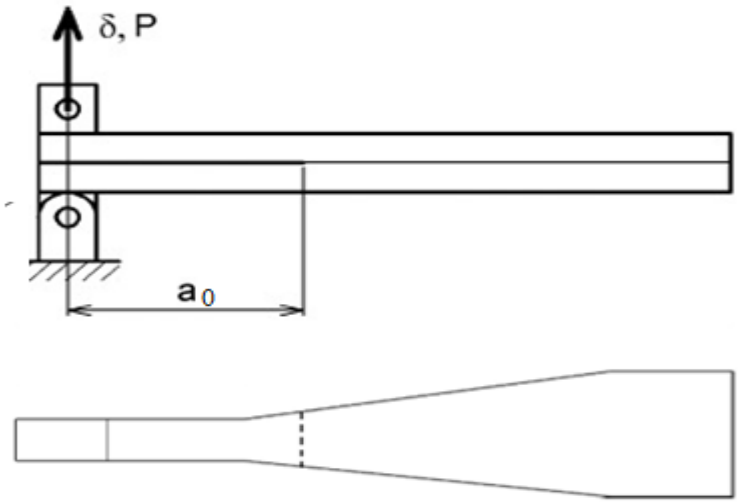


Figura 26: Corpo de prova para ensaio WTDCB [31- Modificada]

Através dos ensaios WTDCB, conforme Alnaser e Keller [10], é possível se calcular a taxa de liberação de energia em modo misto (G_{I+II}) a partir da seguinte equação modificada de Irwin-Keys:

$$G_{I+II} = \frac{P^2}{2} . \frac{dC}{dA} \qquad \text{(Eq. 40)}$$

Onde:

- $P =$ Força média após a propagação da trinca
- $\frac{dC}{dA} =$ Relação entre a flexibilidade e a área de fratura

Para os ensaios WTDCB o fator $\frac{dC}{dA}$ é constante devido a geometria do corpo de prova. Para se obter esse fator diferentes dimensões de pré-trinca (a_0), ou seja, diferentes áreas de fratura são impostas a cada corpo de prova. Após a realização dos ensaios a flexibilidade da região linear inicial do gráfico Força vs Deslocamento (figura 27) pode ser obtida e em seguida relacionada a área de fratura através de um gráfico, no qual cada corpo de prova gera um ponto.

O fator $\frac{dC}{dA}$ origina-se do Slope (inclinação) da regressão linear obtida dos pontos gerados por cada um dos cp´s no gráfico Flexibilidade vs. Área de fratura (figura 28).



Figura 27: Gráfico representativo Força vs. Deslocamento WTDCB [25]

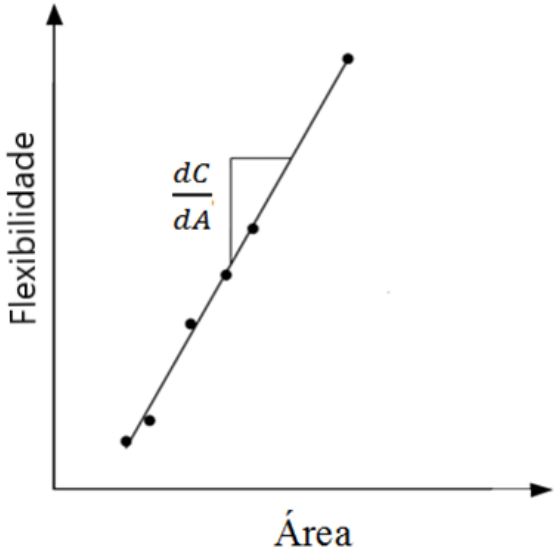


Figura 28: Gráfico representativo Flexibilidade vs. Área de fratura WTDCB.

O presente estudo pretende aplicar os resultados de G_{I+II} obtidos a partir dos ensaios de WTDCB como uma prática simples e eficiente para a previsão da pressão de ruptura em tubulações reparadas pelo sistema de compósito-adesivo.

1.8. Simulação numérica do ensaio DCB

A presente pesquisa também realizou uma simulação numérica dos ensaios DCB em programa de elementos finitos (Abaqus®). O principal objetivo dessa simulação foi o de obter uma curva de Força vs. Deslocamento semelhante àquela obtida dos ensaios experimentais.

O refinamento de um modelo numérico que simule de maneira fidedigna os resultados obtidos experimentalmente é uma grande vantagem, visto que, com o aumento na confiabilidade desses modelos, os ensaios experimentais poderão, no futuro, ser substituídos por eficientes simulações em computadores, reduzindo tempo e custos com ensaios e fabricação de corpos de prova.

A modelagem do ensaio DCB realizada nesse trabalho foi realizada em 2D e utilizando-se o conceito de zona coesiva, no qual foi modelada uma interface entre os substratos, conforme ilustrado na figura 29. Modelos de zona coesiva (CZM) vem sendo amplamente utilizados para simular numericamente o comportamento de juntas coladas.

O conceito de CZM leva em consideração que a zona de fratura (FPZ) pode ser descrita pela lei triangular de tração-separação, relacionando tensões e deslocamentos entre as superfícies de fratura, simulando uma degradação gradual nas propriedades do material [32]. Para isso, são utilizadas curvas de degradação como a ilustrada na figura 30, que são ajustadas a fim de simular o comportamento durante o ensaio.

A partir da lei de tração-separação triangular é possível impor a relação entre os esforços e deslocamentos relativos ocorridos no ensaio experimental, simulando o comportamento elástico da CZM até seu pico de força e, subsequentemente, a perda gradual de propriedades da mesma. Tal lei é pré-definida no programa de elementos finitos utilizado (Abaqus®) devendo ser apenas ajustada para as propriedades do material da CZM.

Este tipo de modelo simula a iniciação do defeito e sua propagação devido a falha local no material ou interface, possibilitando a simulação do total desenvolvimento do dano, até a completa falha da região. A curva de Força vs. Deslocamento obtida a partir

da simulação numérica realizada nesse estudo e sua comparação com as curvas dos ensaios experimentais encontram-se no capítulo 4.

A presente modelagem utilizou 7008 elementos lineares quadrilaterais do tipo CPE4R para simular os substratos e 524 elementos lineares quadrilaterais coesivos COH2D4 para simular a interface. Conforme é possível observar na figura 29, o mesh foi especialmente refinado na região próxima a interface, já que esta é a principal área de interesse, onde ocorre a falha e propagação do dano.

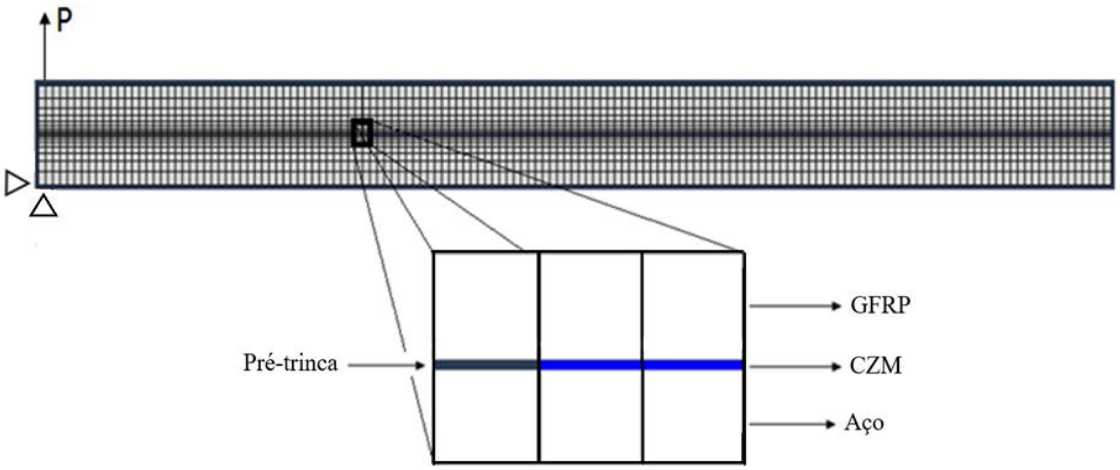


Figura 29: Modelo numérico

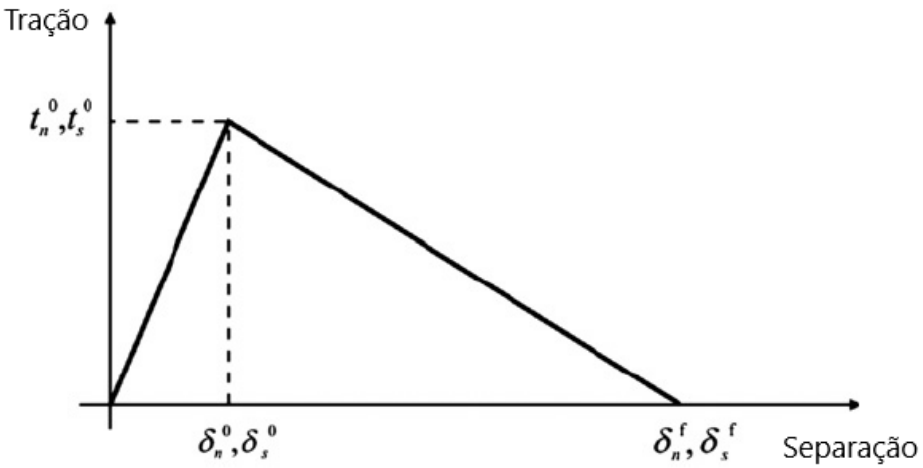


Figura 30: Lei de tração-separação triangular

2- Procedimento experimental

Este capítulo destina-se a elucidar como foi realizado o procedimento experimental na presente pesquisa. Com essa finalidade, todos os aspectos acerca dos ensaios desenvolvidos estão explicitados nas seguintes seções, assim como os materiais, corpos de prova e equipamentos empregados no processo.

2.1. Ensaio hidrostático

Para a realização do ensaio hidrostáticos nesse trabalho foi utilizada uma seção de tubulação do tipo NPS 6 API 5L X56 Gr B Sch 40 com diâmetro nominal de 168,3 mm e espessura de parede 7,11 mm, cujas propriedades mecânicas são muito próximas ao aço ASTM A36. Esse tipo de tubulação foi escolhida por ser regularmente empregada na indústria petrolífera.

A fim de simular o defeito do tipo B na tubulação, foi realizado um furo passante de diâmetro 25 mm na parede da tubulação e o ensaio hidrostático da tubulação, procedimentos realizados conforme descrito nas normas ISO/PDTS 24817, ASME PCC-2 e ASTM D1599 [33]. Após a simulação do defeito na tubulação, o reparo através do sistema de adesivo e compósito foi efetuado como apresentado na figura 31, utilizando o método “in-situ”.



Figura 31: Fabricação do reparo

Para o reparo com compósito foram utilizadas camadas de fibra de vidro com matriz polimérica. As camadas de fibra de vidro foram compostas por um tecido bi-direcional (com 66% das fibras na direção longitudinal e 33% na direção transversal), de gramatura 380 g/m2 e 0,3 mm de espessura. A resina empregada foi de fabricação da empresa Novatec ltd, bi-componente de base epoxy com tempo de cura de 2 horas à temperatura ambiente. O percentual volumétrico de fibra presente no laminado, obtido conforme a norma ASTM D3171 [34], foi de 30,7%.

O adesivo empregado para o reparo foi o NVT 201E, de base epoxy, fabricado pela Novatec ltd, assim como a resina de laminação, empresa associada ao laboratório de Adesão e Aderência da UERJ-Nova Friburgo, que apresenta diversas pesquisas em conjunto com a Petrobras. As principais propriedades do laminado e do adesivo utilizados, fornecidos pelo fabricante, encontram–se na tabela 3 e 4.

Tabela 3: Propriedades principais do compósito

Propriedades do laminado de reparo	
Módulo de Young direção longitudinal E_x (MPa)	17000
Módulo de Young direção transversal E_y (MPa)	9500
Módulo de cisalhamento G_τ (MPa)	1600
Coeficiente de Poisson planar υ_{xy}	0,2

Tabela 4: Propriedades principais do adesivo

Propriedades do adesivo	
Resistência à tração	25 MPa
Resistência ao cisalhamento (Metal-Compósito)	11,5 MPa
Módulo de elasticidade estimado	3 GPa

Para a fabricação do reparo foi utilizado o método “in-situ” e o seguinte procedimento foi realizado: primeiramente foi realizado um jateamento com granalhas de aço e limpeza da superfície com acetona em torno da região onde o defeito foi simulado. Em seguida, o adesivo foi aplicado sobre a tubulação e iniciou-se o processo de laminação manual do compósito, no qual, a cada camada de fibra de vidro imposta sobre a tubulação, aplicava-se em conjunto a resina. No total, foram aplicadas camadas de tecido de fibra de vidro até que a espessura do reparo (t) fosse de 8,1 mm. O tempo de cura utilizado foi de 2 horas à temperatura ambiente.

Após a fabricação dos reparos nas tubulações, foram realizados três ensaios estáticos experimentais, seguindo o procedimento descrito nas normas ISO e ASME. Tal procedimento consistiu da pressurização da tubulação até a pressão de 4 Mpa à 50 ºC e a manutenção da mesma por um período de 1000 horas. Após as 1000 horas, a pressão no interior da tubulação foi sendo aumentada, gradualmente, a uma razão de 0,1 MPa por segundo até o momento da falha do reparo.

Para a pressurização da tubulação foi utilizado uma bomba de teste hidrostático com acionamento pneumático e capacidade de pressurização de 70 MPa. Foi adicionado um pigmento vermelho no líquido utilizado para a pressurização da tubulação, a fim de uma melhor visualização do local de ruptura do reparo.

No momento da falha a pressão de ruptura foi medida através de um manômetro e o tipo de falha analisada visualmente. Os resultados obtidos dos ensaios hidrostáticos são apresentados no próximo capítulo.

2.2. Corpos de prova DCB e WTDCB

Para a realização dos ensaios Double Cantilever Beam (DCB) e Width Tapered Double Cantilever Beam (WTDCB), foram utilizados 5 corpos de prova (cp) para cada tipo de ensaio. Os materiais e processos empregados na fabricação desses cp´s visaram ser os mais semelhantes o possível daqueles usados para realização de reparos em tubulações.

No presente estudo buscou-se simular nos corpos de prova os mesmos parâmetros utilizados nos ensaios hidrostáticos. Para isso, substratos dissimilares foram utilizados, conforme ilustrado na figura 32, a fim de simular o material da tubulação (metal) e o material do reparo (compósito).

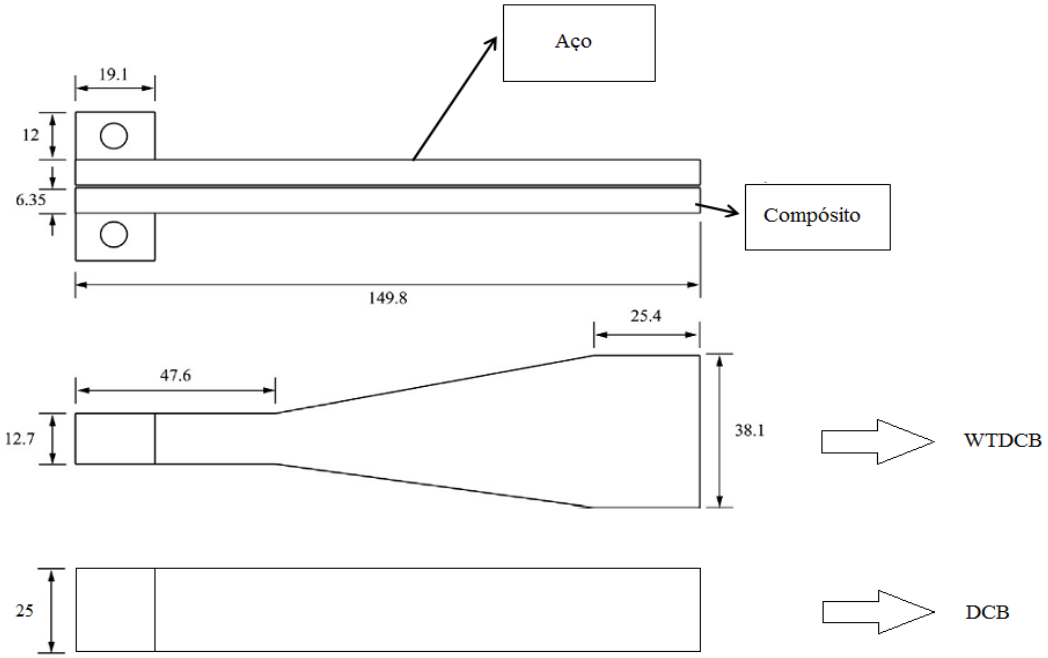


Figura 32: Dimensões (mm) dos corpos de prova DCB e WTDCB

O substrato metálico consistiu de um aço A36, que conforme mencionado anteriormente, apresenta propriedades mecânicas similares ao da tubulação empregada para o ensaio hidrostático. As principais propriedades do aço A36 são: módulo de Young = 210 GPa, módulo de cisalhamento = 79,3 GPa e coeficiente de Poisson = 0,26. Esse substrato sofreu um tratamento superficial com granalhas de aço, semelhante ao realizado na tubulação.

O substrato compósito foi fabricado utilizando o mesmo tecido de fibra de vidro e a mesma resina que os empregados para os ensaios hidrostáticos. No total, 21 camadas de tecido de fibra de vidro foram manualmente laminadas.

Para a fabricação dos cp´s, o seguinte procedimento foi utilizado:

1. Uma barra de aço A36 foi usinada nas dimensões e forma ilustradas na figura 32 para os corpos de prova DCB e WTDCB. Em seguida, realizou-se um tratamento superficial de jateamento com granalhas de aço G40 e a limpeza da superfície com acetona até que nenhuma impureza restasse sobre o substrato.

2. Após a preparação do substrato metálico, uma determinada região inicial de aproximadamente 55 mm foi envolvida em um filme de teflon para promover a pré-trinca no corpo de prova. A seguir, o adesivo (NVT 201E) foi aplicado em sua superfície com o auxílio de uma espátula. A figura 33 ilustra esse procedimento.

3. A primeira camada do tecido de fibra de vidro foi colocada sobre o adesivo (figura 34). Em seguida, a resina foi aplicada e espalhada sobre a camada com o auxílio de um rolo manual (figura 35). O rolo manual, além de espalhar a resina sobre camada de fibra de vidro, também compactava a região inferior.

4. As camadas de fibra de vidro foram sendo laminadas conforme o procedimento mencionado na etapa anterior, ilustrado na figura 36.



Figura 33: Fabricação do corpo de prova: aplicação do adesivo



Figura 34: Fabricação do corpo de prova: primeira camada



Figura 35: Fabricação do corpo de prova: espalhamento da resina

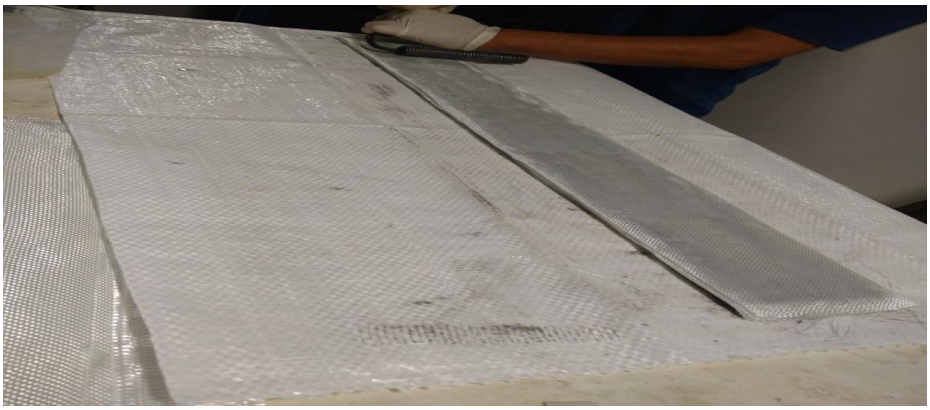


Figura 36: Fabricação do corpo de prova: aplicação das camadas

Após a laminação das 21 camadas do tecido de fibra de vidro, um tempo de cura de 2 horas foi estabelecido, mesmo tempo de cura fornecido para o reparo na sessão da tubulação ensaiada hidrostaticamente. Em seguida, os corpos de prova DCB e WTDCB foram separados individualmente e os blocos colados na superfície. A figura 37 ilustra a vista frontal de ambos os tipos de corpos de prova prontos para serem ensaiados.

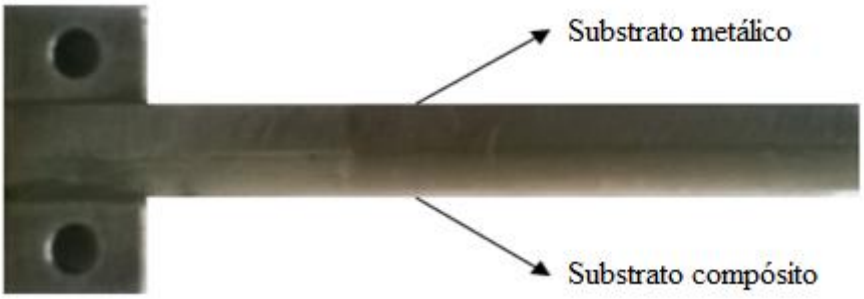


Figura 37: Vista frontal representativa dos cp´s DCB e WTDCB

2.3. Ensaio DCB e WTDCB

Após a fabricação dos corpos de prova, os ensaios DCB e WTDCB foram realizados em uma máquina INSTRON 3367 no Laboratório de Adesivos da Universidade do Porto (ADFEUP). Para ambos os tipos de ensaio foi utilizado uma célula de carga de 30 kN e velocidade de deslocamento de 0.5 mm/min.

Para a realização da pré-trinca (a_0), uma pré-carga foi imposta a cada um dos corpos de prova e com o auxílio visual de uma lupa, a dimensão da pré-trinca foi estabelecida. A tabela 5 fornece os valores de dimensão de a_0 encontrados para cada cp e que foram utilizados para o cálculo da taxa de liberação de energia para ambos ensaios DCB e WTDCB.

Tabela 5: Dimensões da pré-trinca (a_0)

	Dimensão da pré trinca (a_0)	
Corpo de prova	DCB	WTDCB
1	42.5	51.4
2	42.5	55
3	46.4	61.5
4	45	66.7
5	45	68

Para os ensaios DCB, uma régua foi colada junto à lateral do corpo de prova (figura 38), a fim de possibilitar e facilitar a posterior medição visual do avanço da trinca no decorrer do ensaio. Essa medição é necessária para o cálculo da taxa de liberação de energia através de alguns dos métodos descritos no capítulo 2.

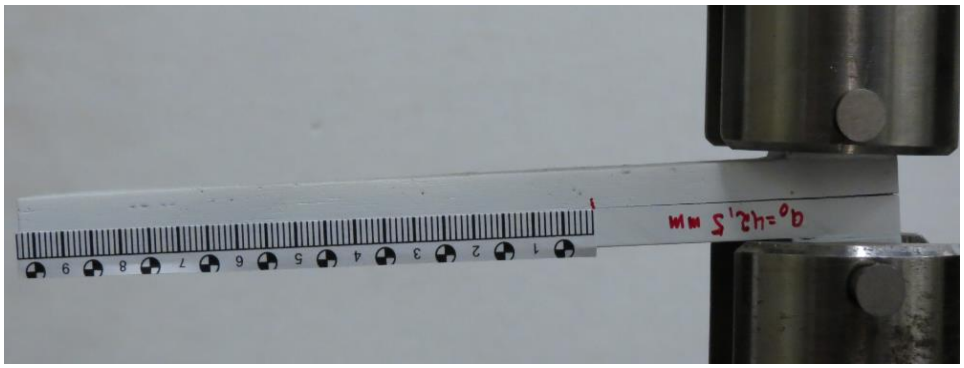


Figura 38: Ensaio DCB em corpo de prova com régua

Para os ensaios WTDCB (figura 39) não foi necessária a colocação da régua, pois o cálculo da taxa de liberação de energia para esse tipo de ensaio é independente da propagação da trinca devido a geometria do cp. Apenas o comprimento da pré-trinca e a área de fratura associada são consideradas para o cálculo, conforme apresentado no capítulo anterior.

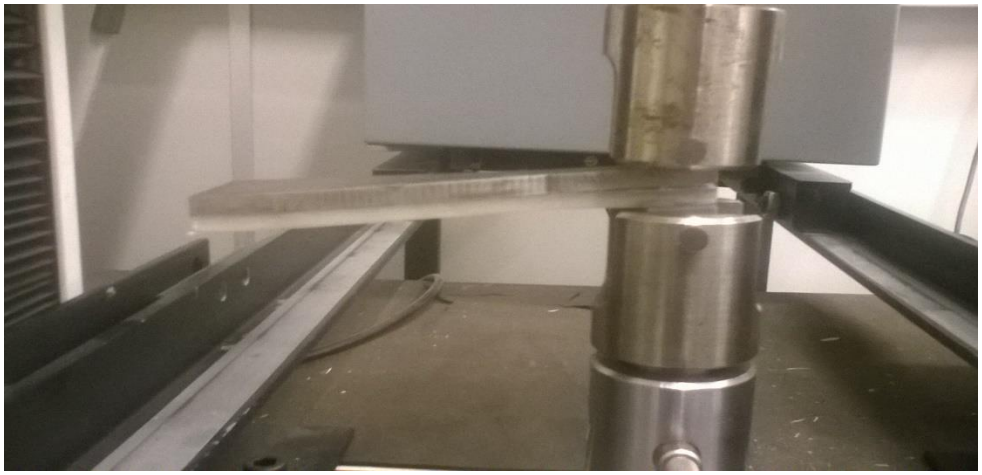


Figura 39: Ensaio WTDCB

3- Resultados

Nesse capítulo é apresentado o resultado obtido de cada ensaio realizado no presente estudo. Serão abordados os tipos de ruptura verificados, os valores de taxa de liberação de energia provenientes dos diferentes métodos previamente mencionados e os resultados de pressão máxima obtidos a partir das equações de caracterização do reparo presentes nas normas.

Ademais, todos os valores previstos para a pressão de ruptura de modo teórico, a partir da taxa de liberação de energia, são comparados com o valor resultante dos ensaios hidrostáticos. A partir dessa comparação é possível verificar se a nova metodologia empregada para a previsão da pressão máxima de ruptura em tubulações reparadas com compósito apresenta resultados fidedignos com os observados experimentalmente.

3.1. Ensaio hidrostático

Conforme mencionado anteriormente foram realizados três ensaios hidrostáticos em tubulações reparadas com compósito. No entanto, um dos ensaios foi desconsiderado devido a não ruptura do reparo a uma inesperada pressão, que foi muito superior às pressões de ruptura observadas nos demais ensaios, indicando assim uma falha na medição. Desse modo, apenas dois ensaios hidrostáticos puderam ser utilizados para a aquisição da pressão máxima de ruptura experimentalmente.

O tipo de ruptura obtida nos ensaios hidrostáticos validados foram idênticas e ocorreram de maneira interfacial entre o adesivo e a primeira camada do compósito (GFRP), sendo caracterizadas por um pequeno vazamento nas bordas do reparo, conforme ilustrado na figura 40. Não foi identificada nenhuma falha entre o adesivo e a tubulação. A tabela 6 apresenta as pressões de ruptura obtidas em cada ensaio.



Figura 40: Resultado ensaio hidrostático

Tabela 6: Pressão de ruptura resultantes do ensaio hidrostático

Ensaio hidrostático	Pressão de ruptura (MPa)
1	23,20
2	21,00
3	Não Validado
Média	22,10

3.2. Ensaio DCB

Em todos os cinco corpos de prova ensaiados por DCB foi observada ruptura interfacial entre o adesivo e a primeira cada do substrato compósito (GFRP), ou seja, o tipo de falha proveniente dos ensaios DCB foi idêntica àquela obtida dos ensaios hidrostáticos. Por esse motivo os ensaios DCB puderam ser validados para a análise da pressão máxima de ruptura. A figura 41 ilustra representativamente o corpo de prova após a realização do ensaio.

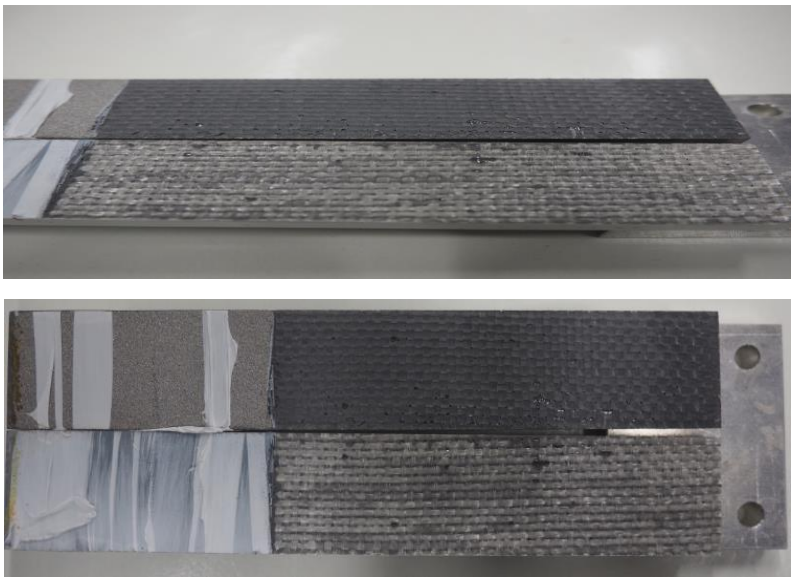


Figura 41: Ruptura obtida do ensaio DCB

Durante o ensaio foi observada uma propagação estável da trinca, que foi medida com o auxílio de uma régua para o posterior cálculo da taxa de liberação de energia. A figura 42 ilustra como ocorreu a propagação da trinca durante o ensaio DCB e a figura 43 ilustra as curvas de Força vs. Deslocamento obtidas para cada corpo de prova ensaiado.

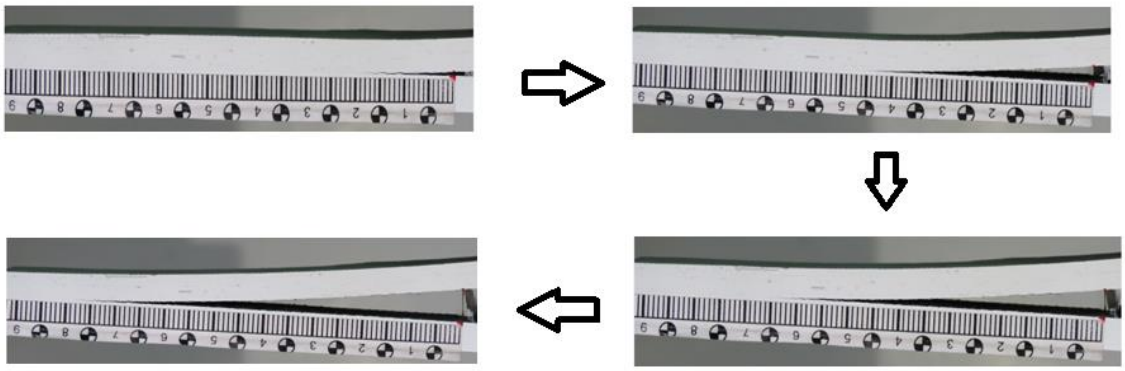


Figura 42: Propagação da trinca no ensaio DCB

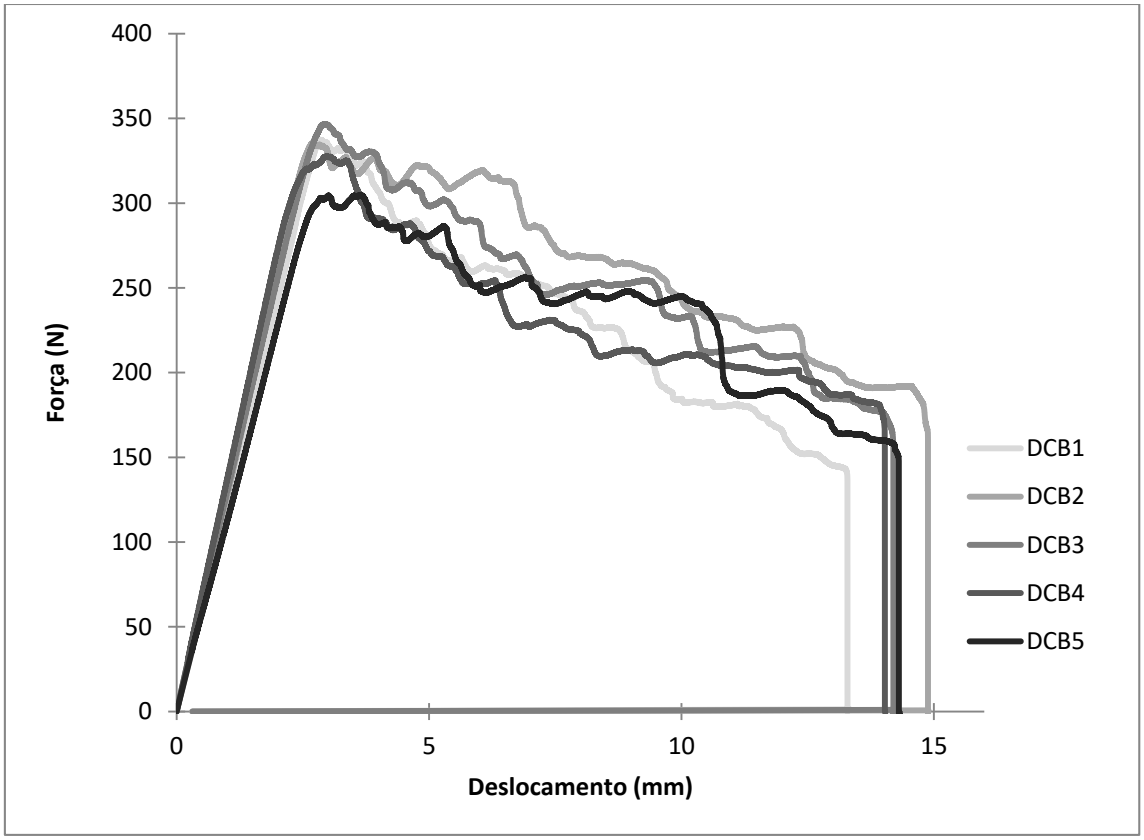


Figura 43: Curva Força vs. Deslocamento ensaio DCB

3.3. Ensaio WTDCB

Assim como nos ensaios DCB, os ensaios WTDCB também apresentaram ruptura interfacial entre o adesivo e o substrato compósito para todos os corpos de prova. Sendo assim, por apresentar o mesmo comportamento que o observado nos ensaios experimentais hidrostáticos, os ensaios WTDCB foram validados para a análise da pressão de ruptura. A figura 44 ilustra representativamente o corpo de prova após a realização do ensaio.



Figura 44: Ruptura obtida do ensaio WTDCB

Durante o ensaio foi observada uma propagação estável da trinca, no entanto, não foi necessária a sua medição, haja visto que a taxa de liberação de energia é independente do comprimento da trinca devido a geometria do corpo de prova, conforme mencionado anteriormente. A figura 45 ilustra a realização do ensaio WTDCB e a figura 46 ilustra as curvas de Força vs. Deslocamento obtidas para cada corpo de prova ensaiado.

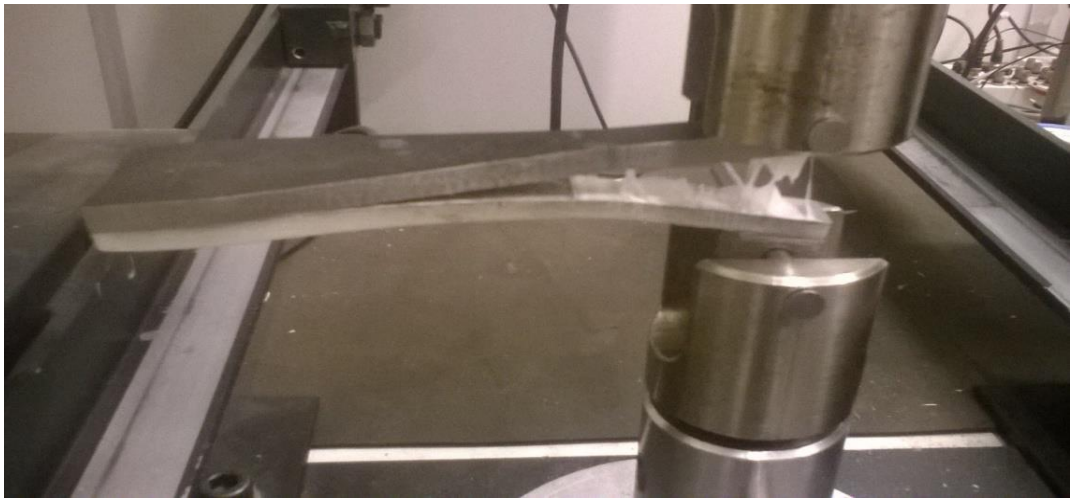


Figura 45: Realização do ensaio WTDCB

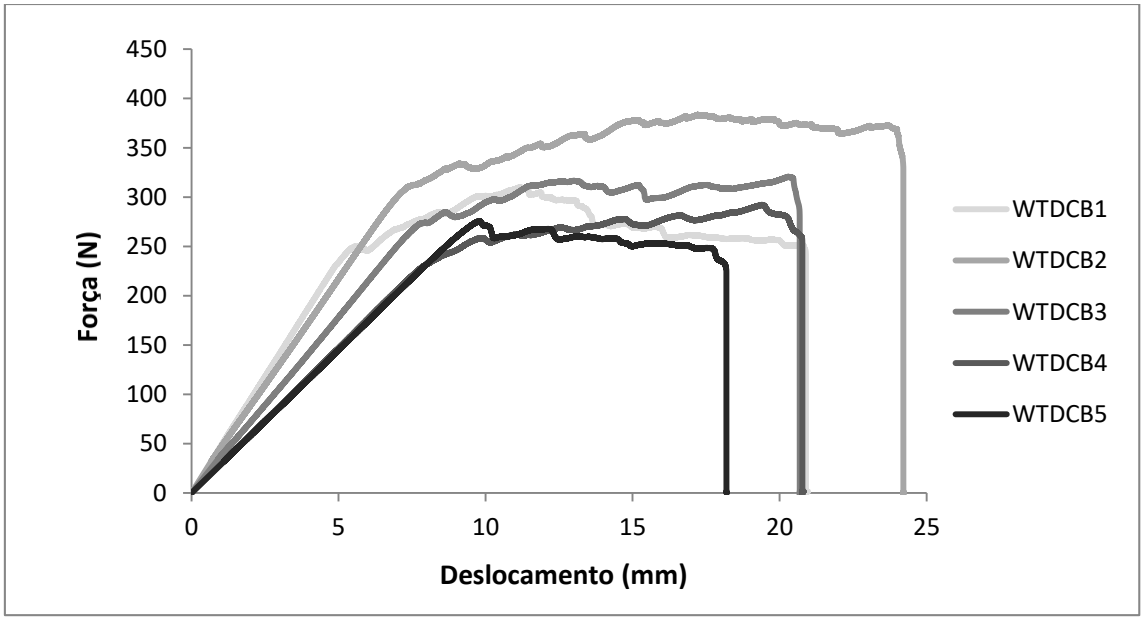


Figura 46: Curva Força vs. Deslocamento ensaio WTDCB

3.4. Análise dos ensaios DCB e WTDCB

Conforme é possível observar nos gráficos de Força vs. Deslocamento provenientes dos ensaios DCB (figura 43) e WTDCB (figura 46), suas curvas apresentaram um determinado grau de instabilidade, com a presença de picos e vales a medida que o deslocamento imposto pela máquina de ensaio aumentava.

Tal comportamento deve-se a uma propagação de trinca que ocorre de maneira estável, porém descontínua, pelo fato da trinca propagar-se apenas quando o valor da taxa de liberação de energia crítica (G_c) é atingido. Ocorre que com a propagação de um determinado comprimento de trinca, sucede a liberação da energia acumulada, e então se faz necessário que uma determinada quantidade de energia (G_c) acumule-se novamente para que haja uma nova propagação da trinca. Pelo provável fato da adesão não ter sido uniforme em toda a superfície, em algumas regiões essa energia necessária era maior ou menor, ocasionando no comportamento observado na curva.

Por esse motivo, a curva do gráfico Força vs. Deslocamento apresentou a instabilidade mencionada, ocasionando por consequência o mesmo tipo de instabilidade nas curvas de resistência obtidas dos diferentes métodos para o cálculo da taxa de liberação de energia. Isso deve-se ao fato da curva de resistência apresentar uma relação direta com os valores obtidos da curva de Força vs. Deslocamento, acarretando, portanto, que ambas apresentassem um comportamento semelhante.

Apesar do comportamento instável das curvas mencionadas nos parágrafos anteriores, a análise da taxa de variação de energia não foi prejudicada. A propagação da trinca, apesar de não ter ocorrido de maneira constante, ocorreu de maneira estável durante todo o ensaio para todos os corpos de prova. Consequentemente, ambos os ensaios DCB e WTDCB puderam ser validados para a análise.

3.5. Taxa de liberação de energia

- **Método CBBM**

A partir do desenvolvimento proposto no capítulo 2 para o método CBBM com substratos dissimilares foram obtidas as curvas de resistência para cada corpo de prova, conforme ilustrado na figura 47. O valor da taxa de liberação de energia foi determinado a partir da média dos valores de G_c após a propagação da trinca observada na curva de resistência. A tabela 7 apresenta os valores da taxa de liberação de energia obtidas para cada corpo de prova utilizando o método CBBM.

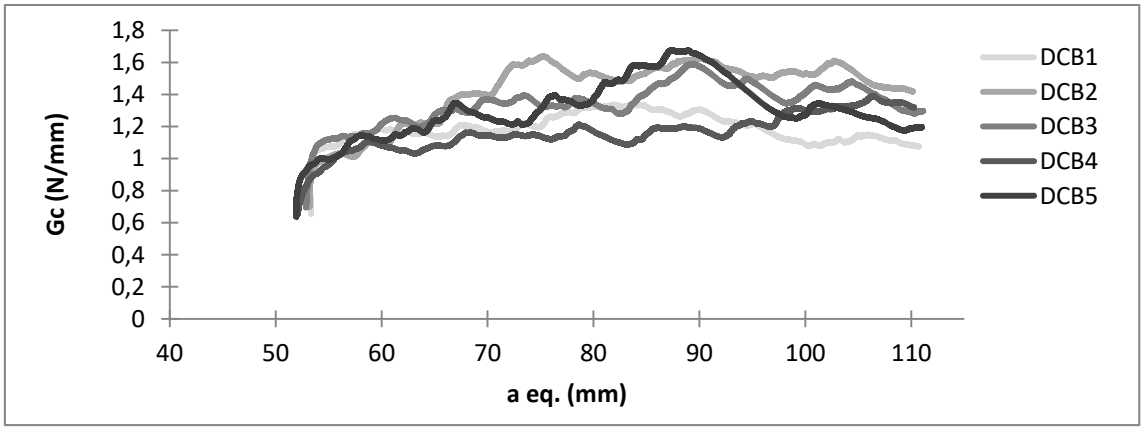


Figura 47: Curva de resistência método CBBM

Tabela 7: Taxa de liberação de energia método CBBM

Corpo de prova	Taxa de liberação de energia - G_I (N/mm)
1	1,17
2	1,45
3	1,36
4	1,20
5	1,32
Média	1,29
Desvio padrão	0,17

- **Método ECM, CBT e ADCB**

Conforme a metodologia explicitada no capítulo 2, foi possível obter a curva de resistência para cada corpo de prova ensaiado por DCB pelos métodos ECM (figura 48), CBT (figura 49) e ADCB (figura 50). Dos cinco corpos de prova ensaiados, em quatro deles o comprimento da trinca foi medido visualmente durante o ensaio. Portanto tais métodos foram empregados somente para quatro corpos de prova, haja visto, a necessidade de medição da trinca para sua respectiva aplicação.

Em seguida, o valor da taxa de liberação de energia foi determinado a partir da média dos valores de Gc após a propagação da trinca observada na curva de resistência. A tabela 8 ilustra os valores da taxa de liberação de energia obtidos por cada um dos métodos.

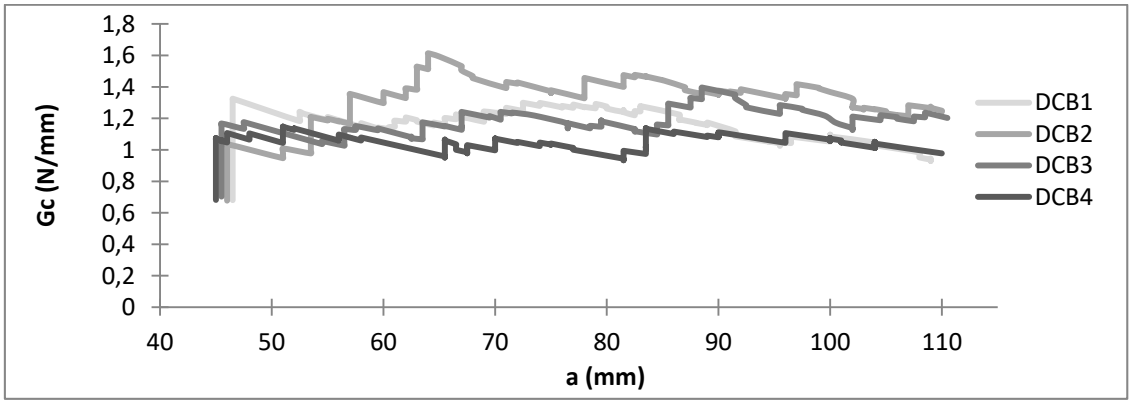


Figura 48: Curva de resistência método ECM

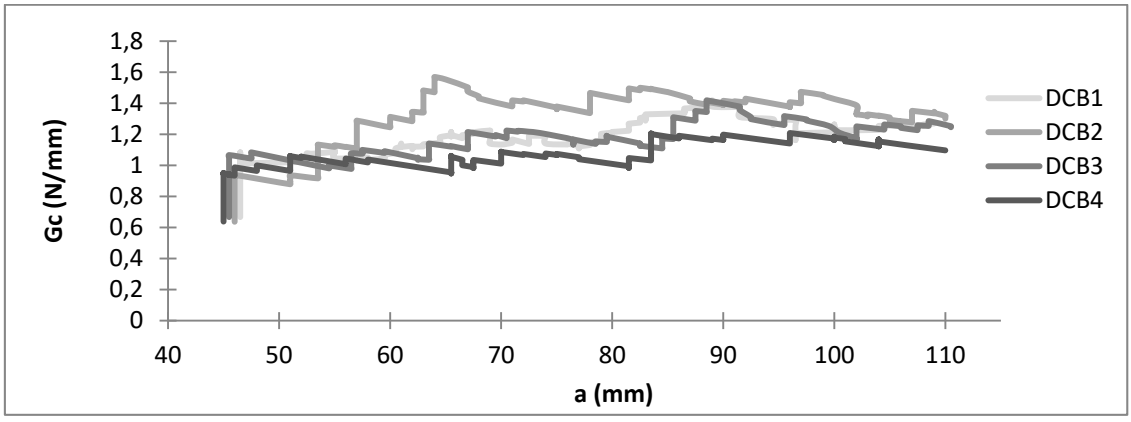


Figura 49: Curva de resistência método CBT

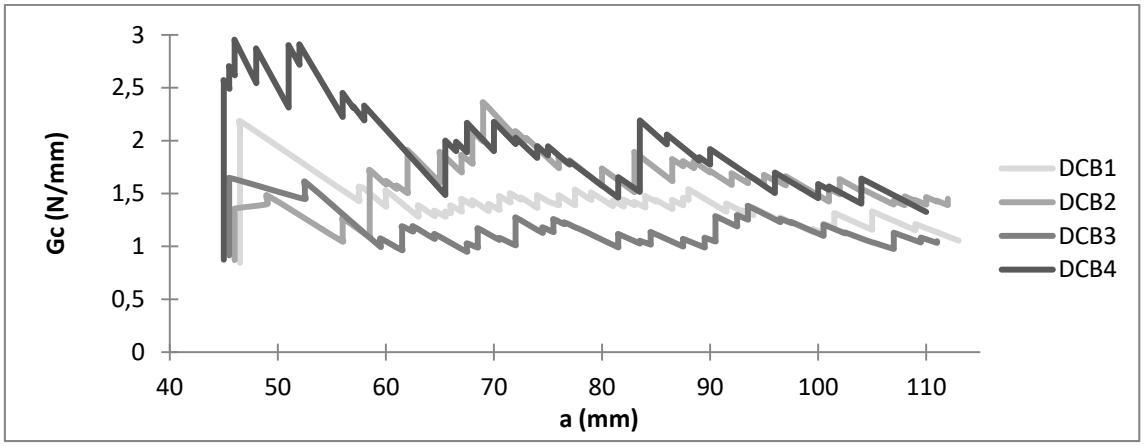


Figura 50: Curva de resistência método ADCB

Tabela 8: Taxa de liberação de energia métodos ECM, CBT e ADCB

	Taxa de liberação de energia - G_I (N/mm)		**Taxa de liberação de energia - G_{I+II} (N/mm)**
Corpo de prova	**ECM**	**CBT**	**ADCB**
1	1,14	1,16	1,34
2	1,32	1,33	1,63
3	1,17	1,19	1,11
4	1,05	1,08	1,91
Média	1,15	1,17	1,60
Desvio padrão	0,14	0,14	0,29

Utilizando-se a metodologia proposta por Fernlund [29], explicitada anteriormente, foi possível determinar, para o intervalo de ângulo de fase proposto ($18° \leq \psi \leq 24°$), que o valor da contribuição do modo I para a fratura pelo método ADCB encontra –se no intervalo entre as médias $1{,}34 \leq G_I \leq 1{,}45\ N/mm$.

- **Método da calibração (WTDCB)**

Conforme mencionado no capítulo 2, o método da calibração foi o único utilizado para o cálculo da taxa de liberação de energia a partir dos ensaios WTDCB. O gráfico ilustrado na figura 51 demonstra a relação obtida entre a flexibilidade e a área de fratura considerando-se os diferentes comprimentos da pré-trinca.

A partir dessa relação é possível determinar que a relação entre $\frac{dC}{dA}$ ocorre de maneira constante (baixa dispersão, $R^2 = 0{,}99$) para os diferentes corpos de prova ensaiados, indicando que sua geometria foi projetada de maneira correta. Conforme é possível se observar na figura 51, tal relação foi obtida a partir de uma regressão linear, mencionada anteriormente, cujo valor resultante foi de $\frac{dC}{dA} = 0{,}0427$.

A tabela 9 apresenta os valores obtidos da taxa de liberação de energia (G_{I+II}) para cada corpo de prova WTDCB, de acordo com a força média observada após o início de propagação da trinca e a relação $\frac{dC}{dA}$. Devido à grande defasagem no valor da força média obtida para o corpo de prova 2 em relação aos demais, este foi desconsiderado para a análise da taxa de variação de energia.

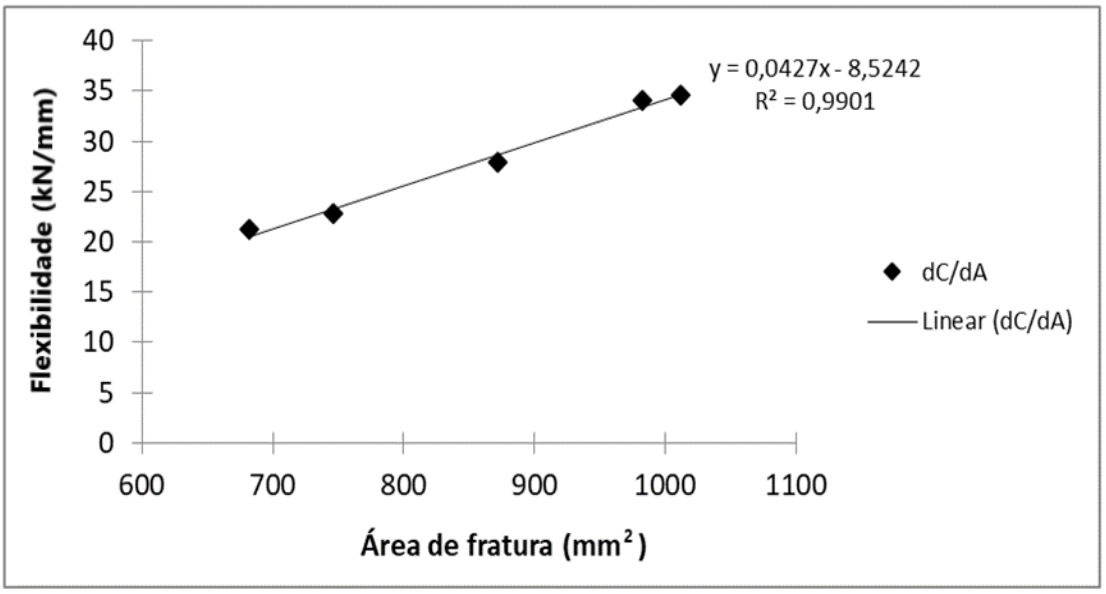


Figura 51: Gráfico Compliance vs. Área de fratura

Tabela 9: Taxa de liberação de energia método da calibração

Corpo de prova	Força média (N)	$\frac{dC}{dA}$	Taxa de liberação de energia - G_{I+II} (N/mm)
1	273,28	0,0427	1,59
2	361,92	0,0427	-
3	303,18	0,0427	1,96
4	268,20	0,0427	1,54
5	256,85	0,0427	1,41
Média	-	-	1,63
Desvio padrão	-	-	0,24

3.6. Análise da taxa de liberação de energia

Os valores da taxa de liberação de energia crítica e seus respectivos desvios padrões para cada método empregado, apresentados na seção anterior, estão novamente expostos na figura 53 a título de uma melhor visualização dos resultados.

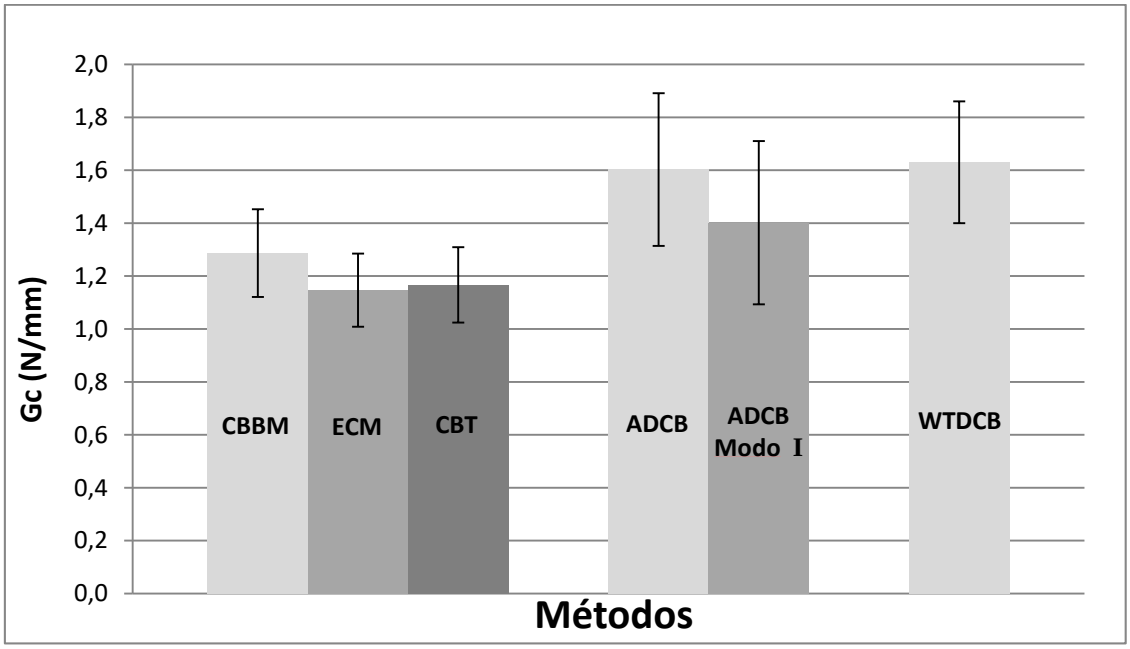


Figura 52: Gráfico da taxa de liberação de energia por método

Em relação ao valor da taxa de liberação de energia obtida através do método CBBM, é possível se observar que este apresenta uma boa similaridade com os resultados obtidos dos métodos ECM e CBT. Apesar do valor obtido pelo método CBBM ser um pouco superior aqueles provenientes dos métodos ECM e CBT, esse comportamento pode ser considerado normal, pois, conforme explicitado no capítulo 2, o método CBBM leva em consideração a zona de processo de fratura (FPZ), resultando em valores que tendem a ser menos conservativos que os encontrados a partir dos métodos ECM e CBT.

Desse modo, o novo desenvolvimento do método CBBM, mostrado no capítulo 2, considerando ensaios DCB com corpos de prova de substratos dissimilares, pôde ser validado através da comparação com os resultados dos tradicionais métodos ECM e CBT, que assim como o método CBBM também são metodologias desenvolvidas considerando a atuação de puro modo I no corpo de prova.

Em relação ao método ADCB, é possível observar que o valor médio obtido para a taxa de liberação de energia foi superior aos observados pelas metodologias CBBM, ECM e CBT. Tal superioridade era esperada, visto que, o desenvolvimento do método ADCB leva em consideração esforços de modo misto no corpo de prova, enquanto os métodos CBBM, ECM e CBT consideram apenas esforços de modo I.

Utilizando as equações propostas por Fernlund [29], descritas no capítulo 2, o valor médio da taxa de liberação de energia, levando em conta apenas a contribuição do esforço de modo I para a fratura, aproximou-se mais do valor obtido pelo método CBBM. No entanto, é importante observar que o desvio padrão resultante do método ADCB foi maior que o observado em todas as outras metodologias empregadas, especialmente, na contribuição do modo I, por se estar considerando um intervalo dos prováveis ângulos de fase, e não um valor exato.

O maior valor para a taxa de liberação de energia, resultante dentre todos os métodos utilizados, ocorreu quando o método da calibração, indicado por WTDCB na figura 53, foi empregado. Assim como o método ADCB, o método da calibração também resulta no valor da contribuição para o esforço de modo misto no corpo de prova. Desse modo, era esperado que a taxa de liberação de energia resultante desse método fosse similar à obtida pelo método ADCB e superior aquelas provenientes dos métodos CBBM,

ECM e CBT. Tais expectativas foram atendidas e os resultados mencionados podem ser observadas na tabela 10.

Portanto, considerando-se os resultados obtidos, foi possível validar todos os métodos e valores para a taxa de liberação de energia, de forma que encontram-se dentro das expectativas. Ou seja, as metodologias que foram desenvolvidas considerando puramente esforços de modo I nos corpos de prova apresentaram resultados com uma boa similaridade entre si, assim como as metodologias desenvolvidas para modo misto.

É importante observar, no entanto, que os corpos de prova apresentavam substratos de mesma espessura, ou seja, diferentes rigidezes. Por esse motivo ocorrem esforços de modo I + II (misto) para a fratura nos ensaios DCB e WTDCB. Sendo assim, as metodologias desenvolvidas para modo misto (ADCB e Calibração) tendem a representar mais fielmente os esforços envolvidos nos ensaios experimentais e consequentemente apresentar resultados mais condizentes a realidade.

As metodologias desenvolvidas para esforços puramente de modo I (CBBM, ECM, CBT), também foram levadas em conta nesse estudo, pois desconfiava-se que para os tipos de ensaios realizados (DCB e WTDCB), apesar de serem usados substratos dissimilares, os esforços de modo I seriam predominantes para a fratura e, portanto, poderiam apresentar um bom grau de similaridade com o valor real da taxa de liberação de energia.

Entretanto, por não representarem fielmente os esforços envolvidos durante os ensaios, os valores da taxa de liberação de energia provenientes dos métodos CBBM, ECM e CBT, podem apresentar um desvio em relação ao valor real para o modo I. Por esse motivo, apesar do elevado desvio padrão resultante do método ADCB, o valor derivado desse método deve ser reconhecido como o mais fidedigno para a taxa de liberação de energia ao considerar-se somente a contribuição dos esforços de modo I.

3.7. Previsão da pressão máxima de ruptura

A partir dos valores da taxa de liberação de energia utilizando cada método previamente descrito, e cujos valores médios encontram-se nas seções anteriores e na tabela 10, foi utilizada a equação 13 para o cálculo da previsão da pressão máxima de ruptura da tubulação reparada. Os valores previstos para a pressão máxima de ruptura, de acordo com os diferentes métodos, são apresentados na tabela 11.

Tabela 10: Taxa de liberação de energia

Método	Taxa de liberação de energia - G_c (N/mm)	Desvio padrão
CBBM	1,29	0,17
ECM	1,15	0,14
CBT	1,17	0,14
ADCB	1,60	0,29
ADCB - Modo I	1,40	0,31
Calibração (WTDCB)	1,63	0,24

$$p_{máx} = \sqrt{\frac{G_c}{\left(\frac{1-\upsilon^2}{E}\left[\frac{3}{32t^3}{a_d}^4+\frac{2}{\pi}a_d\right]+\frac{3}{16G_\tau t}{a_d}^2\right)}} \qquad \text{(Eq. 13)}$$

Onde:

- E = $\sqrt{E_x E_y}$ = 12708,3 MPa
- $\upsilon = \upsilon_{xy}\frac{E_x}{E_y}$ = 0,501
- t = 8,1 mm
- a_d = 12,5 mm
- G_τ = 1600 MPa

Tabela 11: Previsão da pressão de ruptura

Método	Previsão da pressão de ruptura (MPa)	Desvio padrão
CBBM	20,21	1,30
ECM	19,08	1,15
CBT	19,24	1,17
ADCB	22,55	2,00
ADCB - modo I	20,96	2,30
Calibração (WTDCB)	22,89	1,68

3.8. Comparação da pressão de ruptura

Essa seção destina-se a apresentar a análise fundamental do estudo, que é a comparação entre a pressão de ruptura obtida dos ensaios hidrostáticos e os resultados previstos pela nova metodologia desenvolvida a partir da taxa de liberação de energia e equações de caracterização do reparo presentes nas normas ISO/PDTS 24817 e ASME PCC-2.

Para facilitar a visualização e tornar essa análise mais clara, a figura 54 mostra um gráfico de barras com todos os resultados para a pressão de ruptura, também apresentados, individualmente, na seção anterior. Ademais, a tabela 12 tem como principal função demonstrar o desvio dos resultados provenientes da nova metodologia em relação à pressão de ruptura obtida dos ensaios hidrostáticos.

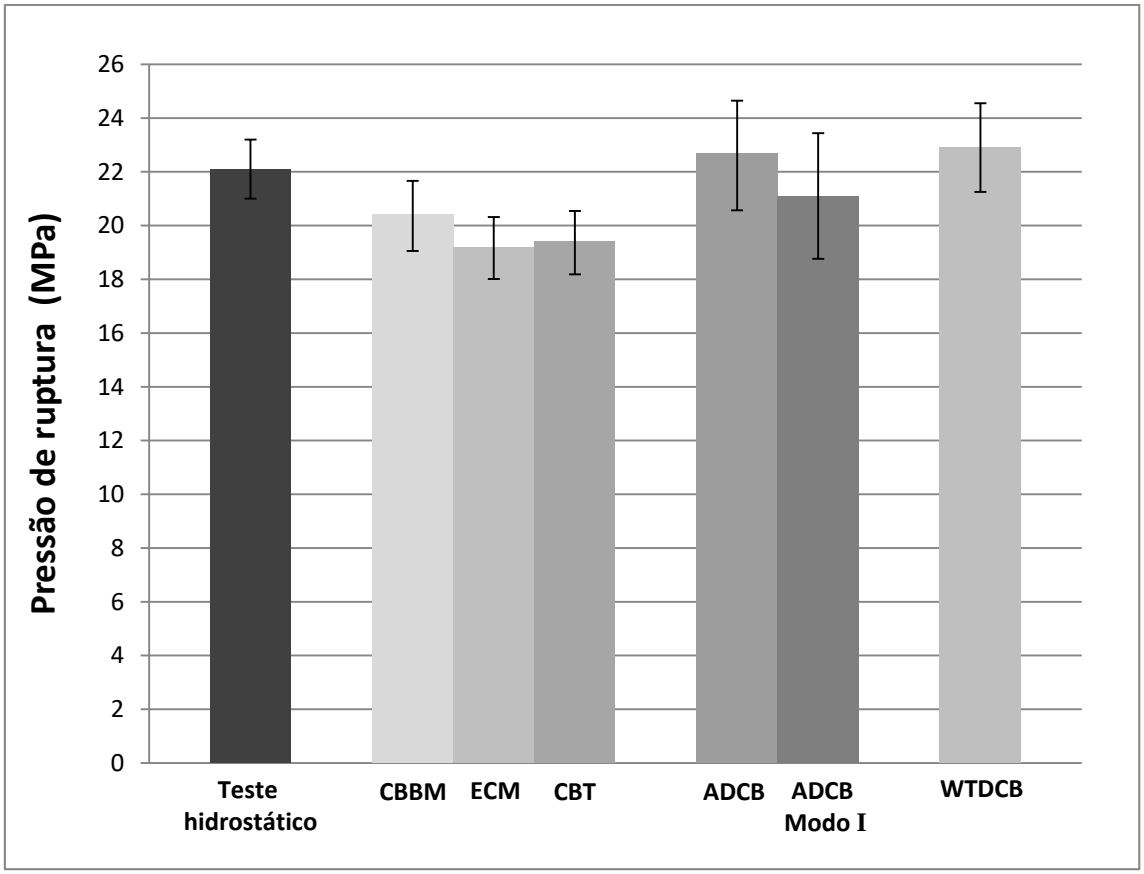


Figura 53: Comparação das pressões de ruptura

Tabela 12: Desvio entre as pressões de ruptura hidrostática e previstas

Método	Pressão de ruptura média (MPa)	Desvio em relação ao teste hidrostático
Teste hidrostático	22,10	-
CBBM	20,36	-8%
ECM	19,22	-13%
CBT	19,39	-12%
ADCB	22,73	3%
ADCB - modo I	21,12	-5%
Calibração (WTDCB)	22,89	4%

A partir dos resultados demonstrados na figura 54 e tabela 12, é possível observar que os valores previstos para pressão de ruptura provenientes das metodologias desenvolvidas para modo I (CBBM, ECM e CBT) foram inferiores à média resultante dos ensaios hidrostáticos. A maior diferença entre esses resultados ocorreu em relação ao método ECM, com um desvio de 13%, enquanto a menor diferença foi em relação ao método CBBM, com um desvio de 8% quando comparado ao valor médio da pressão de ruptura obtida dos ensaios hidrostáticos.

Ao considerar a contribuição dos esforços de modo I calculados a partir do método ADCB (ADCB – modo I), também pode ser verificado um valor de pressão de ruptura médio inferior ao valor resultante dos ensaios hidrostáticos. No entanto, essa diferença é menor que a observada para os métodos CBBM, ECM e CBT, apresentando um desvio de apenas 5% quando comparado ao valor médio da pressão de ruptura dos testes hidrostáticos.

Desse modo, pode ser verificado que quando apenas os esforços de modo I são considerados para a previsão da pressão de ruptura, tal previsão tende a resultar em um valor conservativo ao ser comparado à pressão de ruptura obtida dos ensaios hidrostáticos. Ao analisar o valor da diferença entre os resultados da pressão máxima advindos dos testes hidrostáticos e sua previsão pela taxa de liberação de energia, considerando apenas o modo I, pode - se observar que tal diferença é pequena, entre 5% e 13% dependendo do método.

Portanto, pode-se concluir que uma análise a partir de esforços de modo I, exclusivamente, resultam em uma boa previsão para a pressão máxima de ruptura em tubulações, de modo que o método que prevê resultados mais conservativos é o ECM, enquanto os valores menos conservativos podem ser verificados quando o método ADCB – Modo I é utilizado. O fato dos valores previstos tenderem a ser conservativos, pode ser considerado como um resultado positivo, pois acarreta em um maior coeficiente de segurança para o reparo, diminuindo a probabilidade de uma ruptura a pressões inferiores à prevista.

Em relação à análise para a previsão da pressão de ruptura considerando-se os esforços de modo misto, ou seja, os métodos ADCB e calibração (WTDCB), é possível observar que os valores previstos aproximaram-se mais dos valores de pressão de ruptura

originados dos testes hidrostáticos, quando comparados à previsão em que foram considerados apenas os esforços de modo I, explanados nos parágrafos anteriores.

Como pode-se verificar na tabela 12, a diferença entre os valores médios da pressão de ruptura provenientes dos ensaios hidrostáticos e a previsão pelas metodologias que envolvem esforços de modo misto, foi de apenas 3% para o método ADCB e 4% para o método da calibração.

No entanto, também é possível verificar que apesar da previsão para pressão de ruptura, ao utilizar-se metodologias para modo misto (ADCB e calibração), resultarem em valores mais próximos, estes também tendem a ser superiores a pressão de ruptura observada nos testes hidrostáticos. Por esse motivo, os resultados previstos pelos métodos ADCB e calibração (WTDCB), apesar de mais precisos e condizentes a pressão de ruptura obtida experimentalmente (ensaios hidrostáticos), não são conservativos e, portanto ao utiliza-los para uma previsão, deve-se atentar que o reparo poderá falhar à pressões inferiores à prevista.

Concluindo, todos os métodos empregados nesse estudo resultaram em boas aproximações para a previsão da pressão de ruptura em tubulações reparadas com compósito. Apesar da boa precisão dos resultados provenientes da nova metodologia desenvolvida a partir da taxa de liberação de energia, deve-se ter especial atenção aos métodos em que foram observadas previsões não conservativas, a fim de adotar coeficientes de segurança mais elevados e garantir que o reparo não falhará a pressões inferiores à desejada.

3.9. Modelagem numérica

A partir da simulação numérica em programa de elementos finitos, foi possível obter uma boa aproximação para a curva de Força vs. Deslocamento em comparação aos ensaios experimentais DCB, conforme pode ser observado na figura 52.

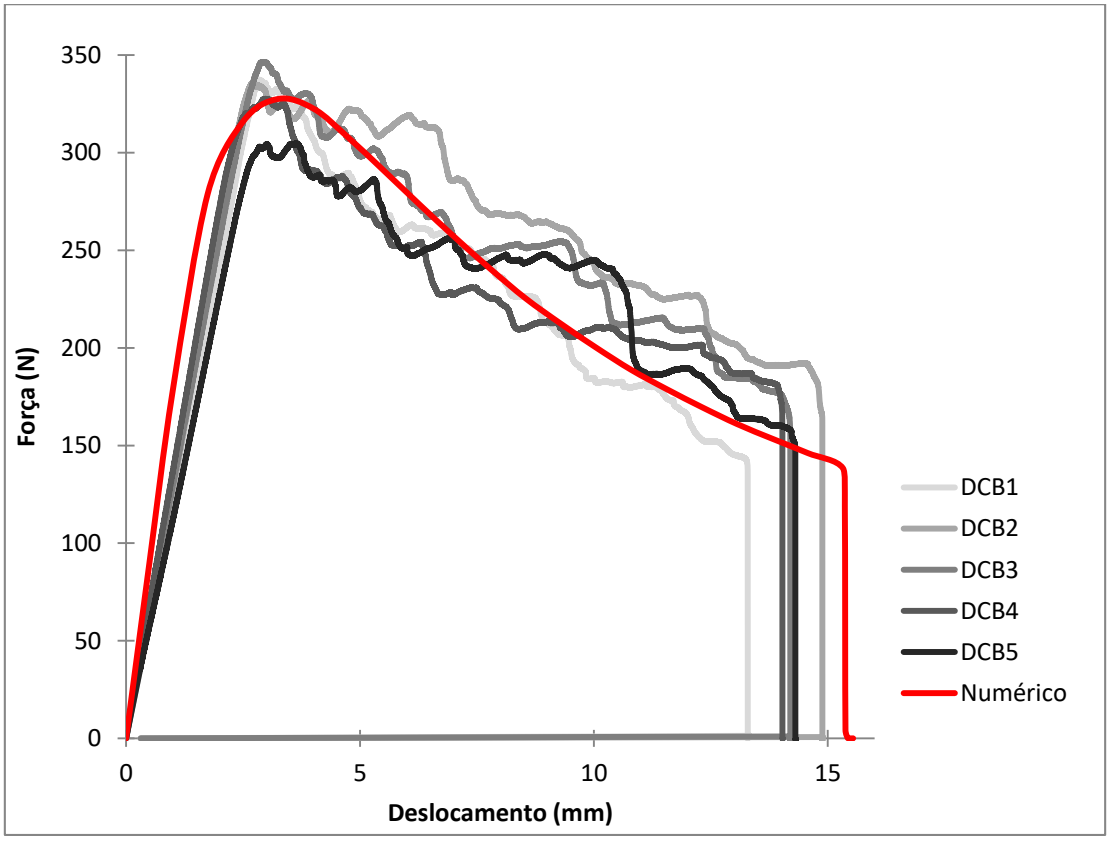


Figura 54: Resultado do ensaio numérico

Para a simulação foram utilizadas todas as propriedades dos materiais fornecidas pelo fabricante e descritas no capítulo 3. No entanto, houveram certas propriedades do adesivo necessárias para a realização da análise numérica, as quais não foram possíveis ser obtidas previamente com o fabricante. Essas propriedades foram o coeficiente de Poisson, módulo de cisalhamento, energia de fratura (normal) e a energia de fratura ao cisalhamento.

Para o coeficiente de Poisson foi adotado um valor de 0,3 por ser um valor médio usualmente adotado para tal constante em simulações utilizando adesivos de base epóxi.

O módulo de cisalhamento para o adesivo foi obtido a partir da seguinte equação proveniente da resistência dos materiais:

$$G_{\tau_{adesivo}} = \frac{E}{2(1+v)} = 1154\ MPa$$

Para as propriedades de energia de fratura foi utilizado um método reverso para obtê-las. Este método reverso consistiu em atribuir valores aproximados para ambas constantes que faltavam e realizar a simulação até que a curva obtida numericamente se aproximasse das curvas experimentais.

Para isso, diversas simulações foram realizadas até que fosse possível ajustar os valores das propriedades faltantes e obter curvas de Força vs. Deslocamento similares às experimentais. Os valores encontrados para a energia de fratura normal e de cisalhamento foram, respectivamente, de 1,05 N/mm e 3,3 N/mm.

4- Conclusão

Pelos resultados obtidos a partir dessa pesquisa, pode-se concluir que é plausível previsão da pressão de ruptura, em tubulações de paredes finas e defeitos passantes reparadas com compósito, utilizando uma metodologia que envolve a taxa de liberação de energia e equações de caracterização do reparo.

Foram utilizados dois tipos de ensaios (DCB e WTDCB) e cinco métodos distintos (CBBM, ECM, CBT, ADCB e calibração) para a obtenção da taxa de liberação de energia. Através de todos os diferentes métodos foi observada uma boa concordância entre os resultados previstos e experimentais para a pressão de ruptura do reparo, com desvios inferiores a 15% entre esses valores.

É de suma importância observar que, dependendo do método utilizado para o cálculo da taxa de liberação de energia, a previsão de pressão de ruptura resultante não foi conservativa, quando comparada aos resultados experimentais dos ensaios hidrostáticos. Para tais métodos deve-se ter especial atenção, e um maior coeficiente de segurança deve ser considerado para a realização da previsão.

Apesar do método CBBM não representar perfeitamente os esforços envolvidos no ensaio DCB realizado na presente pesquisa, este pode ser considerado um método rápido e eficiente para realizar a previsão da pressão de ruptura em tubulações reparadas. Tal conclusão deve-se ao fato de que não é necessária a medição visual da trinca durante e após os ensaios, os corpos de prova DCB serem mais facilmente fabricados que o WTDCB e o valor da previsão resultante ter sido conservativo com um desvio inferior a 10% em comparação a pressão de ruptura medida dos ensaios hidrostáticos.

Portanto, a nova metodologia, para a realização da previsão da pressão de ruptura em tubulações reparadas com compósito, proposta nessa pesquisa apresenta um bom potencial para, no futuro, substituir os ensaios hidrostáticos no caso das condições especificadas nesse estudo.

5- Trabalhos futuros

Com o objetivo de se verificar e analisar a taxa de liberação de energia na fratura dos corpos de prova solicitados a esforços de puro modo I, é proposta uma nova configuração para os corpos de prova DCB. Para que durante os ensaios DCB ocorram apenas esforços de modo I para a fratura, se faz necessário que ambos os substratos (metálico e compósito) apresentem uma mesma rigidez.

Com esse intuito deverão ser fabricados substratos com diferentes espessuras a fim de que a rigidez do substrato compósito torne-se idêntica à do substrato metálico. Sendo assim, a espessura do substrato compósito será superior a espessura do substrato metálico, conforme uma relação de igualdade previamente obtida.

Com a ocorrência dos esforços de puro modo I durante o ensaio e ruptura do corpo de prova, os métodos CBBM, ECM e CBT representarão perfeitamente o ensaio experimental DCB realizado e fornecerão resultados mais precisos para a taxa de liberação de energia. Conforme mencionado neste relatório, tais métodos foram utilizados no presente estudo como uma forma de obter um resultado apenas aproximado para a contribuição em modo I da taxa de liberação de energia, pois não representavam perfeitamente os esforços de modo misto envolvidos para os substratos utilizados, já que estes apresentavam diferentes rigidezes.

Com essa nova configuração de corpos de prova, será possível avaliar a contribuição do esforços exclusivamente de modo I para a taxa de liberação e assim se poderá verificar se os resultados aproximados pelo presente estudo para tal contribuição são satisfatórios. Com essa análise, novas previsões para a pressão de ruptura do reparo poderão ser realizadas e conclusões mais aprofundadas ressaltadas.

Referências bibliográficas

[1] Banea, M. D.; da Silva, L. F. M. Adhesively bonded joints in composite materials: an overview. **Proc IME Mater Des Appl**, v. 223, p. 1-18, 2009.

[2] Budhe, S.; Banea, M. D.; de Barros, S.; da Silva, L. F. M. An updated review of adhesively bonded joints in composite materials. **Int Journal of Adhesion & Adhesives** , vol. 72, p. 30-42, 2017.

[3] Marsh, G. Composites renovate deteriorating sewers. **Reinf Plast**, v. 20–4, p. 48-54, 2004.

[4] de Barros, S.; Banea, M. D.; Budhe, S.; de Siqueira, C. E. R.; Lobão, B. S. P.; Souza, L. F. G. Experimental analysis of metal-composite repair of floating offshore units (FPSO). **J Adhesion**, v. 93, p.147-158, 2016.

[5] Seica, V. M.; Packer, A. J. FRP materials for the reahabilitation of tubular steel structures for underwater applications. **Compos Struct**, v. 80, p 440-450, 2007.

[6] ISO/PDTS 24817: Petroleum, petrochemical and natural gás industries. Composite repairs for pipework. Qualification and design, installation, testing and inspection; 2006.

[7] da Costa Mattos, H. S.; Reis, J. M. L.; Paim, L. M.; da Silva, L. F. M.; Lopes Junior, R.; Perrut, V. A. Failure analysis of corroded pipelines reinforced with composite repair systems. **Engineering Failure analysis**, v. 59, p. 223-236, 2016.

[8] Saeed, N.; Baji, H.; Ronagh, H. Reliability of corroded thin walled pipes repaired with composite overwrap. **Thin-Walled Structures**, v. 85, p. 201-206, 2014.

[9] The American Society of Mechanical Engineers, ASME PCC-2: Repair of pressure equipment piping, 2008.

[10] Alnaser, H. A.; Keller, M. W. Comparison of coupon and full-scale determination of energy release rate for bonded composite repairs of pressure equipment. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 146, p. 31-40, 2015.

[11] Koch, G. H.; Brongers, M. P. H.; Thompson, N. G.; Virmani, Y. P.; Payer, J. H. Corrosion costand preventive strategies in the United States. **Federal Highway Administration, Office of Infrastructure Research and Development**, p.260–311, 2001.

[12] Rohen, N. R. F.; Pacheco, L. J.; Budhe, S.; Banea, M. D.; Sampaio, E. M.; de Barros, S. Development and qualification of a new polimeric matrix laminated composite for pipe repair, **Composite Structures**, v.152, p.737-745, 2016.

[13] Mableson, A. R.; Dunn, K. R. Dodds, N.; Gibson, A. G. Refurbishment of steel tubular pipes using composite materials**. Plastics, Rubber Compos**, v.29, p.558–65, 2000.

[14] Kopple, M. F.; Lauterbach, S.; Wagner, W. Composite repairo of through-wall defects in pipework – Analytical and numerical models with respect to ISO/TS 24817. **Composite Structures**, v.95, p.173-178, 2013.

[15] Kaw, A. K. Mechanics of composite materials. Boca Raton, 1997.

[16] The American Society of Mechanical Engineers, ASTM D3039: Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials, 2014.

[17] da Silva, L. F. M.; de Magalhães, A. G.; de Moura, M. S. F. Juntas adesivas estruturais. publindústri Ltda, 2007.

[18] The American Society of Mechanical Engineers, ASTM D5573-99: Standard Practice for Classifying Failure Modes in Fiber-Reinforced-Plastic (FRP) Joints, 2012.

[19] Stango R. J.; Khullar, P. Introduction to the Bristle Blasting Process for Simultaneous Corrosion Removal/Anchor Profile. **corrosion e materials**, v. 33, 2008.

[20] Grifth , A. A. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. **Philosophical Transactions of the Royal Society**, v. 221a, p. 163-198, 1920.

[21] de Moura, M. S. F.; de Moraes, A. B.; de Magalhães, A. G. Materiais compósitos, materiais, fabrico e comportamento mecânico. Publindústria, 2011.

[22] Irwin, G. R.; Keys, J. A. Critical energy release rate analysis of fracture strength. **Welding Journal Research Supplement**, v. 33, p. 193–198, 1954

[23] The American Society of Mechanical Engineers, ASTM D3433-99: Standard Test Method for Fracture Strength in Cleavage of Adhesives in Bonded Metal Joints,2012.

[24] Blackman, B. R. K.; Kinloch, A. J. Fracture mechanics testing methods for polymers, adhesives and composites. **Fracture tests for structural adhesives joint**, 2001.

[25] Blackman, B. R. K.; Kinloch, A. J. Protocol for determination of the mode I adhesive fracture energy, G_{Ic}, of structural adhesives using the Double Cantilever Beam (DCB) and Tapered Cantilever Beam (TDCB) specimens, **Version 97-04. ESIS TC4 Protocol**, 1997.

[26] British Standard, BS 7991: Determination of the mode I adhesive fracture energy, G_{Ic}, of structural adhesives using the Double Cantilever Beam (DCB) and Tapered Cantilever Beam (TDCB) specimens", 2001.

[27] Andresen, H. W.; Echtermeyera, A. T. Critical energy release rate for a CSM reinforced carbon fibre composite/steel bonding. **Composites Part A**, p. 742-751, 2006.

[28] de Moura, M. F. S. F.; Campilho, R. D. S. G.; Gonçalves, J. P. M. Crack equivalent concept applied to the fracture characterization of bonded joints under pure mode I loading. **Composite Science and Technology**, v.68, p.2224-2230, 2008.

[29] Creton, C.; Kramer, E. J.; Hui, C. Y.; Brown, H. R. Failure mechanism of polymer interfaces Reinforced with block copolymers. **Macromolecules**, v.25, p.3075-3088, 1992.

[30] Fernlund,G.; Spelt, J. K. Mixed mode fracture characterization of adhesive joints. **Composite Science and Technology**, v.50, p.441-449, 1994.

[31] Henghua, J.; Miller, G. M.; Stephen, J.; Griffin, A. S.; Stradley S. D.; Roach, D.; Sottos, N. R.; White, S. R. Fracture behavior of a self healing, toughened epoxy adhesive. **Int Journal of Adhesion & Adhesives**, v. 44, p. 157-165, 2013.

[32] Banea, M. D.; da Silva, L. F. M.; Campilho, R. D. S. G. Mode I fracture toughness of adhesively bonded joints as a function of temperature: Experimental and numerical study. **Int Journal of Adhesion & Adhesives**, v. 31, p. 273-279, 2011.

[33] ASTM D1599, Standard Test Method for Resistance to Short –Time Hydraulic Pressure of Plastic Pipe, Tubing and Fittings, 2014.

[34] The American Society of Mechanical Engineers, ASTM D3171: Standard Test Method for Constituent Content of Composite Materials, 2006.