

**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO**  
**Escola de Engenharia de São Carlos**

**FERNANDO MADUREIRA**

**INVESTIGAÇÃO DE METODOLOGIAS  
EMPREGADAS PARA OBTENÇÃO DA TAXA DE  
ENERGIA DE DEFORMAÇÃO DE JUNTAS  
COLADAS EM MODO I E II**

**São Carlos**

**2022**



**FERNANDO MADUREIRA**

**INVESTIGAÇÃO DE METODOLOGIAS  
EMPREGADAS PARA OBTENÇÃO DA TAXA DE  
ENERGIA DE DEFORMAÇÃO DE JUNTAS  
COLADAS EM MODO I E II**

Tese apresentada à Escola de Engenharia de  
São Carlos da Universidade de São Paulo,  
para obtenção do título de Doutor em  
Ciências - Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Aeronáutica

Orientador: Prof. Assoc. Volnei Tita

**Versão corrigida**

**(Versão original disponível na Unidade que aloja o Programa)**

**São Carlos**

**2022**

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO,  
POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS  
DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Prof. Dr. Sérgio Rodrigues Fontes da  
EESC/USP com os dados inseridos pelo(a) autor(a).

M183i           Madureira, Fernando  
                  INVESTIGAÇÃO DE METODOLOGIAS EMPREGADAS PARA  
OBTENÇÃO DA TAXA DE LIBERAÇÃO DE ENERGIA DE DEFORMAÇÃO  
DE JUNTAS COLADAS EM MODO I E II / Fernando Madureira;  
orientador Volnei Tita. São Carlos, 2022.

Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia Mecânica e Área de Concentração em  
Aeronáutica -- Escola de Engenharia de São Carlos da  
Universidade de São Paulo, 2022.

1. Juntas Coladas. 2. Taxa de deformação de  
energia liberada. 3. Trinca equivalente. 4. Modo I. 5.  
Modo II. I. Título.

## FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **FERNANDO MADUREIRA.**

Título da tese: "Investigação de metodologias empregadas para obtenção da taxa de liberação de energia de deformação de juntas coladas em modo I e II".

Data da defesa: 12/12/2022.

### **Comissão Julgadora**

### **Resultado**

Prof. Associado **Volnei Tita**

Aprovado

---

**(Orientador)**

(Escola de Engenharia de São Carlos – EESC/USP)

Prof. Dr. **Lucas Filipe Martins da Silva**

Aprovado

---

(Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto/FEUP)

Prof. Dr. **Silvio Romero de Barros**

Aprovado

---

(Centro Federal de Educação Tecnológica do Rio de Janeiro/CEFET-RJ)

Profa. Dra. **Sofia Teixeira de Freitas**

Aprovado

---

(Delft University of Technology/TU Delft)

Profa. Dra. **Doina Mariana Banea**

Aprovado

---

(Centro Federal de Educação Tecnológica do Rio de Janeiro/CEFET-RJ)

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica:

Prof. Associado **Adriano Almeida Gonçalves Siqueira**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:

Prof. Titular **Murilo Araujo Romero**

*Este trabalho é dedicado à Ciência, e a todos que contribuem para o seu desenvolvimento.*

## AGRADECIMENTOS

Desejo exprimir os meus agradecimentos a todos aqueles que, de alguma forma, permitiram que esta tese se concretizasse.

Em primeiro lugar quero agradecer ao Prof. Assoc. Volnei Tita, pelo incentivo à realização do Doutorado e pela orientação exímia proporcionada ao longo destes anos.

Agradeço aos meus pais, por terem sempre acreditado no meu potencial e me amparado por todas as etapas de minha vida. Sem esta ajuda preciosa nada disso seria possível.

Por fim, demonstro meus agradecimentos ao Grupo de Estruturas Aeronáuticas (GEA), que fez com que esta jornada se tornasse mais fácil, me auxiliando nos momentos de dúvida e descontração.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001





## RESUMO

Madureira, F. **INVESTIGAÇÃO DE METODOLOGIAS EMPREGADAS PARA OBTENÇÃO DA TAXA DE ENERGIA DE DEFORMAÇÃO DE JUNTAS COLADAS EM MODO I E II.** 2022. 126p. - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2022.

A existência de técnicas confiáveis para previsão da resistência de uma junta colada contendo uma trinca é essencial para a validação de um projeto estrutural. O conhecimento da distribuição de tensões na camada adesiva, do ponto de vista da Mecânica da Fratura, é fundamental, bem como o conhecimento da taxa de liberação de energia de deformação ( $G_c$ ) do adesivo, que resumidamente representa a energia necessária para a propagação de uma trinca existente no material. Desta maneira, neste trabalho foi realizada uma investigação dos métodos normatizados em obter a taxa de liberação de energia de deformação de juntas *Double Cantilever Beam* (DCB) e *End Notched Flexure* (ENF), respectivamente sob carregamentos submetidos à Modos I e II. Utilizando um modelo computacional como referência foi realizada uma análise crítica para investigar as limitações dos métodos normatizados na previsão dos valores do *compliance* de juntas DCB, considerando diferentes comprimentos de trincas. Os resultados mostraram que a correção recomendada pela teoria de vigas corrigida para considerar efeitos de cisalhamento transversal não foi adequada em prever o *compliance* de juntas DCB. A análise crítica mostrou que a abordagem recomendada pela teoria corrigida de vigas (CBT) para se obter o fator de correção  $\Delta$  utilizando a curva  $C^{1/3}$  versus  $a$  experimental, pode resultar na obtenção de grandes valores de  $\Delta$  e, por consequência, induzir erros nos valores previstos do *compliance*, e na previsão incorreta do módulo elástico da viga, quando esta é recalculada pela metodologia CBT. Por fim, concluiu-se que a interpretação do fator  $\Delta$  é mais complexa do que apenas uma correção para o comprimento da trinca, e sua obtenção deve ser, quando possível, estimada analiticamente. Como considerações relevantes, deve-se ter ciência de que o comprimento de trinca é o fator mais crítico ao se avaliar o *compliance* e  $G_{Ic}$  de uma junta DCB. Desta maneira, a utilização de uma trinca equivalente, obtida através do *compliance* experimental, pode simplificar os cálculos da taxa de liberação de energia de deformação de juntas DCB submetidas ao Modo I, entretanto, se torna menos eficiente quando utilizada em ensaios submetidos ao Modo II. De acordo com o exposto, constata-se que, apesar dos ensaios em Modo I e II serem relativamente simples, os fatores envolvidos para obtenção adequada das propriedades de fratura de uma junta adesiva são bem mais complexos, desta maneira, a influência de suas variáveis podem ser melhor compreendidas através do estudo realizado neste trabalho.

**Palavras-chave:** Juntas Coladas ;Taxa de liberação de energia de deformação; Trinca

Equivalent; Modo I; Modo II.

## ABSTRACT

Madureira, F. **INVESTIGATION OF METHODOLOGIES TO OBTAIN THE STRAIN ENERGY RELEASE RATE OF BONDED JOINTS UNDER MODE I AND II.** 2022. 126p. Thesis (Doctorate) - São Carlos School of Engineering, University of São Paulo, São Carlos, 2022.

The Double Cantilever Beam (DCB) and the End Notched Flexure (ENF) tests are the most common to obtain the critical strain energy release rate,  $G_{Ic}$  and  $G_{IIc}$ , respectively for adhesive joints under Mode I and II. However, there are still some areas of uncertainty in the standardized compliance methods recommended by the ISO and ASTM standards in terms of accuracy in estimating the compliance of a bonded double cantilever beam and, consequently,  $G_{Ic}$ . In this work, an investigation of the standardized compliance methods for fracture characterization of bonded joints under Mode I and II is conducted, employing a finite element model to obtain the compliance of a DCB and ENF bonded joint, considering different crack lengths. The compliance values determined from the finite element model are compared with those recommended by the standards. It is concluded that the standardized compliance methods are very sensitive to issues derived from crack length measurements. The crack length correction methodology proposed by the corrected beam theory (CBT) is inadequate, which can lead to a wrong interpretation of the structure's behavior and the structural integrity assessment. Complementary, the present work investigates the equivalent crack methodology by considering the DCB and ENF tests to obtain the strain energy release rate of adhesive joints, using different compliance methods rather than the Compliance Based Beam Model (CBBM). This procedure allows the determination of the crack length based on the compliance of the specimen, which avoids crack growth monitoring during tests. The compliance values predicted by the analytical methods were studied and compared with a computational model, considering different crack lengths. Results showed that the preciseness of the crack length obtained by the equivalent crack method relies on the accuracy of the respective compliance method in predicting the load-displacement curve of a bonded double cantilever beam or end-notched flexure test. The Euler–Bernoulli and Timoshenko beam models are not recommended to obtain an equivalent crack length based on the specimen's compliance since they overestimate the actual crack length. For Mode I tests, best crack length predictions were obtained using compliance methods based on the beam-on-elastic foundation models, including an elastic interface to model the adhesive layer joint. Additionally, for Mode I tests, similar strain energy release rate results were found for different compliance methods when using the equivalent crack methodology. In contrast, the CBBM method proved to be the most recommended for Mode II tests.

**Keywords:** Bonded Joints; Strain Energy Release Rate; Double Cantilever Beam; Equivalent Crack; End Notched Flexure; Compliance Methods;

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Comparação representativa da distribuição de tensões de uma junta tracionada: (a) Junta Colada; (b) Junta rebitada ou parafusada . . . .	19
Figura 2 – Representação dos ensaios <i>Double Cantilever Beam</i> e <i>End Notched Flexure</i>	21
Figura 3 – Variação do fator crítico de intensidade de tensão com a espessura da amostra para duas ligas de alumínio . . . . .	28
Figura 4 – Representação esquemática da taxa de liberação de energia de deformação	30
Figura 5 – Representação esquemática da zona de processo de fratura . . . . .	32
Figura 6 – Representação da deflexão de uma viga DCB com comprimento variável devido à ação de uma carga $P$ . . . . .	36
Figura 7 – Representação típica de uma curva CBT para determinação do fator de correção $\Delta$ . . . . .	39
Figura 8 – Representação do modelo computacional em elementos finitos. . . . .	41
Figura 9 – Representação típica da redução da rigidez de um espécime DCB com o aumento do comprimento de trinca, para o mesmo deslocamento aplicado.	42
Figura 10 – Comportamento típico da curva $C = f(a)$ de um espécime DCB. . . .	42
Figura 11 – Análise de convergência de malha. . . . .	43
Figura 12 – Comparação do <i>compliance</i> inicial ( $C_0 = \delta/P$ ) entre os ensaios experimentais e o modelo FEM, considerando diferentes configurações de espécime DCB. . . . .	44
Figura 13 – Comparação entre os valores de <i>compliance</i> obtidos pelo modelo FEM e os métodos normalizados - Configuração A . . . . .	47
Figura 14 – Comparação entre <i>compliance</i> estimados pelos métodos normalizados e ensaio experimental - Configuração A . . . . .	51
Figura 15 – Comparação entre as curvas de resistência (Curva-R) obtidas por metodologias <i>compliance</i> distintas. . . . .	54
Figura 16 – Normalização da curva R pelos valores de $G_I$ avaliados pelo método MCC obtido através do modelo computacional. . . . .	55
Figura 17 – Comparação da obtenção de $G_I$ por diferentes abordagens através da metodologia SBT - Configuração A. . . . .	59
Figura 18 – Módulo de elasticidade equivalente, obtidos com base nos resultados do modelo FEM - Configuração A . . . . .	60
Figura 19 – Módulo de elasticidade equivalente, obtidos com base nos resultados experimentais - Configuração A . . . . .	61
Figura 20 – Representação do comprimento interno da trinca em uma junta DCB .	66
Figura 21 – Representação esquemática de uma viga suportada por uma fundação elástica . . . . .	71

Figura 22 – Representação do ensaio DCB realizado neste trabalho . . . . .	74
Figura 23 – Representação esquemática de um espécime DCB. . . . .	76
Figura 24 – Comparação do <i>compliance</i> inicial ( $C_0 = \delta/P$ ) entre os ensaios experimentais e o modelo FEM, considerando diferentes configurações de espécime DCB. . . . .	77
Figura 25 – Comparação entre as previsões analíticas e computacionais (FEM) do <i>compliance</i> de uma junta DCB em relação ao comprimento de trinca, considerando aderentes de mesmo material com diferentes espessuras - Alumínio. . . . .	78
Figura 26 – Comparação entre as previsões analíticas e computacionais (FEM) do <i>compliance</i> de uma junta DCB em relação ao comprimento de trinca, considerando aderentes de mesmo material com diferentes espessuras - Aço. . . . .	79
Figura 27 – Diferenças entre os comprimento de trinca equivalente previstos pelos métodos analíticos e o comprimento de trinca correspondente utilizado no modelo FEM, considerando aderentes de mesmo material com diferentes espessuras - Alumínio. . . . .	81
Figura 28 – Diferenças entre os comprimento de trinca equivalente previstos pelos métodos analíticos e o comprimento de trinca correspondente utilizado no modelo FEM, considerando aderentes de mesmo material com diferentes espessuras - Aço. . . . .	82
Figura 29 – Comparação entre as soluções exatas e simplificadas para a obtenção do <i>compliance</i> e trinca equivalente de uma junta DCB - Configuração A	85
Figura 30 – Comparação entre as soluções exatas e simplificadas para a obtenção do <i>compliance</i> e trinca equivalente de uma junta DCB - Configuração D	86
Figura 31 – Comparação entre as Curvas-R obtida por diferentes metodologias <i>compliance</i> , utilizando a técnica de trinca equivalente . . . . .	89
Figura 32 – Representação típica da curva $\log da/dN$ vs. $\log G_{I_{max}}$ de um ensaio em fadiga aplicado à uma junta colada do tipo DCB . . . . .	91
Figura 33 – Obtenção de uma relação entre o comprimento de trinca e o número de ciclos de um ensaio de fadiga . . . . .	93
Figura 34 – Comparação entre as curvas de $a$ vs. $N$ obtidas pelo método de trinca equivalente e a trinca medida durante o ensaio . . . . .	94
Figura 35 – Diferença entre os comprimento de trinca equivalente previstos por métodos distintos e pelos comprimentos de trinca medidos experimentalmente . . . . .	95
Figura 36 – Comparação entre as curvas de Paris obtidas por abordagens distintas	96
Figura 37 – Normalização dos valores de $G_{I_{max}}$ obtidos por diferentes abordagens, em função do comprimento de trinca . . . . .	97

Figura 38 – Previsão da vida em fadiga avaliada para diferentes metodologias <i>compliance</i> para uma junta colada DCB sob Modo I . . . . .	98
Figura 39 – Representação esquemática dos ensaios <i>End Notched Flexure</i> (ENF) e <i>End Load Split</i> (ELS) . . . . .	102
Figura 40 – Representação esquemática do modelo computacional ENF. . . . .	107
Figura 41 – Comparação entre os ensaios experimentais e o modelo computacional (FEM) do <i>compliance</i> inicial ( $C_0 = \delta/P$ ) de um ensaio ENF . . . . .	109
Figura 42 – Comparação entre as previsões analíticas e computacionais (FEM) do <i>compliance</i> de uma junta ENF em relação ao comprimento de trinca, considerando diferentes configurações de geometria . . . . .	110
Figura 43 – Comparação entre as previsões analíticas e computacionais (FEM) do <i>compliance</i> de um espécime ENF sem camada adesiva. . . . .	111
Figura 44 – Comparação entre os comprimento de trinca equivalente previstos pelos métodos analíticos e o comprimento de trinca correspondente utilizado no modelo FEM, obtidos por diferentes configurações de geometria ENF. . . . .	113
Figura 45 – Comparação entre o <i>compliance</i> analítico e modelo FEM - Configuração B . . . . .	114





## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Diferenças encontradas na literatura nos valores de $G_{IIc}$ obtidos para o adesivo comercial Araldite® 2015 utilizando ensaios ENF com diferentes espessuras da camada adesiva ( $t_a$ ). . . . .	34
Tabela 2 – Propriedades dos espécimes DCB utilizados para validação do modelo computacional. . . . .	45
Tabela 3 – Propriedades dos Adesivos. . . . .	45
Tabela 4 – <i>Compliance</i> obtido pelo modelo computacional para a simulação do ensaio DCB de configuração A . . . . .	46
Tabela 5 – Resumo das metodologias <i>compliance</i> apresentadas . . . . .	46
Tabela 6 – Coeficientes obtidos através do ajustes das expressões propostas pelos métodos de Berry, CBT e MCC, utilizando como base a curva $C = f(a)$ obtida pelo modelo FEM de configuração A . . . . .	47
Tabela 7 – Resultados do <i>compliance</i> experimental obtidos após a propagação da trinca de um ensaio DCB em modo I - Configuração A . . . . .	49
Tabela 8 – Coeficientes obtidos através do ajustes das expressões propostas pelos métodos de Berry, CBT e MCC, para o resultados experimentais de um ensaio DCB - Configuração A. . . . .	50
Tabela 9 – Valores médios de $G_{Ic}$ [N/mm] obtidos por metodologias <i>compliance</i> distintas. . . . .	54
Tabela 10 – Propriedades dos espécimes DCB utilizados para validação do modelo computacional. . . . .	75
Tabela 11 – Propriedades dos Adesivos. . . . .	76
Tabela 12 – Comprimento de trinca crítico e coeficientes obtidos pela curva de Paris. . . . .	98
Tabela 13 – Propriedades dos espécimes utilizados para validação do modelo computacional ENF. . . . .	108
Tabela 14 – Propriedades dos Adesivos - Ensaio ENF. . . . .	108



## SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO . . . . .	19
1.1	Motivação . . . . .	23
1.2	Objetivos . . . . .	24
1.3	Estruturação do texto . . . . .	24
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA . . . . .	27
2.1	Mecânica da Fratura: O fator de intensidade de tensão . . . . .	27
2.2	Taxa de liberação de energia de deformação . . . . .	29
2.3	Influências na resistência à fratura de uma camada adesiva . . . . .	31
2.3.1	Características do adesivo . . . . .	31
2.3.2	Tipos de falhas de um adesivo . . . . .	32
2.3.3	Influência de variáveis intrínsecas do adesivo na resistência de juntas coladas submetidas a carregamentos em Modo I e II . . . . .	33
3	INVESTIGAÇÃO DAS METODOLOGIAS <i>COMPLIANCE</i> NORMATIZADAS PARA OBTENÇÃO DE $G_{Ic}$ . . . . .	35
3.1	<i>Simple Beam Theory</i> (SBT) . . . . .	35
3.2	<i>Shear-Corrected Simple Beam Theory</i> (SCBT) . . . . .	36
3.3	<i>Corrected Beam Theory</i> (CBT) . . . . .	37
3.4	<i>Experimental Compliance Calibration Methods</i> (ECC) . . . . .	40
3.5	Análise Computacional: Obtenção do <i>compliance</i> por um modelo DCB em elementos finitos . . . . .	40
3.6	Análise crítica dos métodos <i>compliance</i> normatizados . . . . .	45
3.6.1	Previsão do <i>Compliance</i> : Método computacional <i>versus</i> Métodos analíticos . . . . .	45
3.6.2	Influência da medição do comprimento de trinca na estimativa do <i>compliance</i> . . . . .	48
3.6.3	Influência da medição do comprimento de trinca na obtenção de $G_{Ic}$ . . . . .	52
3.7	Análise crítica de $dC/da$ . . . . .	55
3.7.1	Dependência de $dC/da$ em função dos parâmetros de ensaio . . . . .	57
3.8	Análise crítica da teoria corrigida das vigas (CBT) . . . . .	59
3.8.1	Análise crítica do módulo de elasticidade equivalente . . . . .	60
3.8.2	Análise crítica do fator de correção $\Delta$ . . . . .	62
3.9	Conclusões parciais . . . . .	63
4	INVESTIGAÇÃO DAS METODOLOGIAS DE TRINCA EQUIVALENTE PARA OBTENÇÃO DE $G_{Ic}$ . . . . .	65

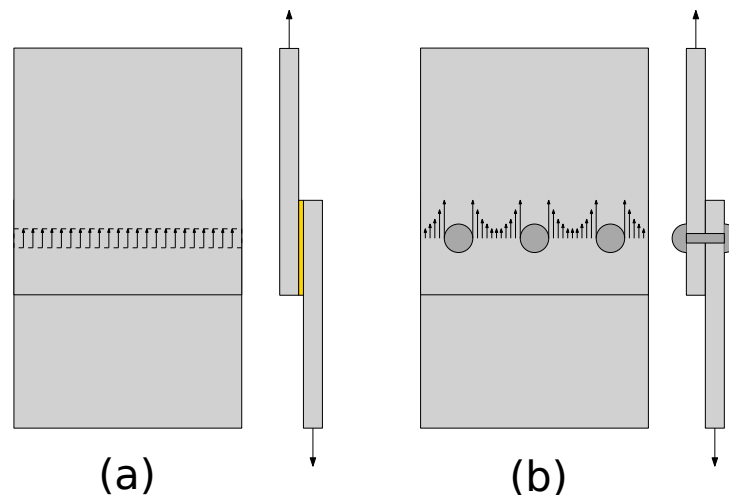
4.1	<b>Introdução</b> . . . . .	<b>65</b>
4.2	<b>Fundamentos da metodologia de trinca equivalente</b> . . . . .	<b>68</b>
4.2.1	<i>Simple Beam Theory</i> (SBT) . . . . .	68
4.2.2	<i>Timoshenko Beam Theory</i> . . . . .	69
4.2.3	<i>Compliance-based Beam Method</i> (CBBM) . . . . .	70
4.2.4	Modelo de fundação elástica . . . . .	71
4.3	<b>Procedimentos Experimentais</b> . . . . .	<b>73</b>
4.4	<b>Modelo Computacional</b> . . . . .	<b>76</b>
4.5	<b>Análise das metodologias <i>compliance</i></b> . . . . .	<b>77</b>
4.5.1	Previsão do <i>Compliance</i> : Método computacional <i>versus</i> Métodos analíticos	77
4.5.2	Comprimento de trinca equivalente previsto pelos métodos analíticos . .	80
4.6	<b>Solução simplificada para o <i>compliance</i> de uma fundação elástica</b>	<b>83</b>
4.7	<b>Investigação da utilização da trinca equivalente na obtenção de</b> <i>G<sub>Ic</sub></i> . . . . .	<b>87</b>
4.8	<b>Aplicação da metodologia de trinca equivalente para ensaios</b> <b>em fadiga submetidos ao Modo I</b> . . . . .	<b>90</b>
4.8.1	Investigação da metodologia de trinca equivalente aplicada à ensaios de fadiga . . . . .	92
4.8.2	Análise da curva de Paris . . . . .	95
4.8.3	Previsão da vida em fadiga . . . . .	97
4.9	<b>Conclusões parciais</b> . . . . .	<b>99</b>
5	<b>INVESTIGAÇÃO DE JUNTAS COLADAS SUBMETIDAS</b> <b>AO MODO II</b> . . . . .	<b>101</b>
5.1	Investigação das metodologias <i>compliance</i> para obtenção de <i>G<sub>IIC</sub></i>	103
5.2	Método de trinca equivalente aplicado ao Modo II . . . . .	105
5.3	Modelo computacional . . . . .	106
5.4	Análise crítica dos métodos <i>compliance</i> aplicados ao ensaio ENF	109
5.5	Investigação da metodologia de trinca equivalente aplicada à ensaos do tipo ENF . . . . .	112
5.6	Conclusões Parciais . . . . .	114
6	<b>CONCLUSÃO</b> . . . . .	<b>115</b>
	<b>REFERÊNCIAS</b> . . . . .	<b>119</b>

## 1 INTRODUÇÃO

A evolução da tecnologia nos campos da engenharia demandam a existência de estruturas leves e com grande resistência mecânica. Para alcançar tais requisitos, observa-se um grande ampliação em pesquisas relacionadas ao desenvolvimento de novos materiais e métodos de fabricação, com a utilização de materiais compósitos, impressão 3D, e, aos poucos, a substituição de uniões mecânicas (e.g. rebites e parafusos) por juntas adesivas.

A utilização de juntas adesivas possibilita a união de geometrias simples ou complexas, sendo possível escolher dentre uma vasta gama de adesivos aquele que melhor se adapta ao tipo de carregamento, permitindo a possibilidade de escolha entre uma junta rígida ou flexível com elevada redução de peso estrutural. Da Silva *et al.* [1] define que a resistência de uma junta é função da resistência do adesivo e de sua habilidade em distribuir o carregamento por uma grande área. Isso se deve ao fato de sua capacidade em promover uma distribuição de tensão mais uniforme, como visualizado na Fig. 1a, que não são afetadas pela concentração de tensões provocadas pela descontinuidade do material (furos – Fig. 1b). Tal característica é desejada principalmente em estruturas aeronáuticas e aeroespaciais fabricadas em materiais compósitos avançados, cuja existência do furo ocasiona rupturas das fibras da estrutura, diminuindo assim a sua resistência estrutural [2].

**Figura 1** – Comparação representativa da distribuição de tensões de uma junta tracionada: (a) Junta Colada; (b) Junta rebitada ou parafusada



Fonte: Adaptado de Da Silva *et al.* [3]

Particularmente em materiais compósitos avançados, a união adesiva pode ser realizada de diversas maneiras, como por um processo de co-cura do material compósito, feita posteriormente com um novo adesivo ou, então, utilizando a própria resina da matriz

polimérica. Sendo assim, tem-se uma técnica que promove redução de peso, aumenta a flexibilidade no projeto estrutural e, conseqüentemente, melhora a estética. Entretanto, apesar de suas vantagens, a utilização de adesivos em um projeto estrutural é restrita à existência de técnicas confiáveis para previsão de sua resistência. As propriedades mecânicas de uma junta colada e, por conseqüência, sua resistência dependem de diversos fatores como a escolha do material adesivo, material aderente, preparação da superfície, geometria da junta e condições ambientais de serviço (temperatura e umidade), o que torna a previsão de sua falha uma análise relativamente complexa [4].

A falha de um material pode ser definida como um processo envolvendo a iniciação e o crescimento de uma trinca, que ao atingir certa dimensão provoca a falha da estrutura com uma carga menor do que a tensão de ruptura do material [5]. Trincas são inerentes do processo de fabricação do material e, podem ser vistas como defeitos internos estruturais. Estes defeitos como vazios e inclusões causados durante o processo de manufatura ou montagem da estrutura podem ser minimizados, mas não completamente eliminados. Entretanto, a presença destes defeitos são muitas vezes de escala microscópica e não trazem um problema imediato para a integridade estrutural [5]. Porém, em função do tempo, por conseqüência da sollicitação estrutural, efeitos como corrosão, cargas cíclicas, ciclos de dilatação e contração térmicas fazem com que estas trincas estruturais evoluam. Assim, torna-se um fator importante garantir que elas não atinjam um tamanho crítico, no qual a estrutura falhe com uma carga menor do que a prevista em projeto devido à perda de resistência residual.

Em se tratando da indústria aeroespacial, a mesma utiliza-se da filosofia tolerante ao dano justamente para garantir a segurança de uma estrutura contendo trincas. Dessa forma, garante-se o pleno funcionamento de uma estrutura com a presença de trincas ou outros tipos de dano num determinado período, utilizando de análises devidamente embasadas em conceitos provenientes da Mecânica da Fratura.

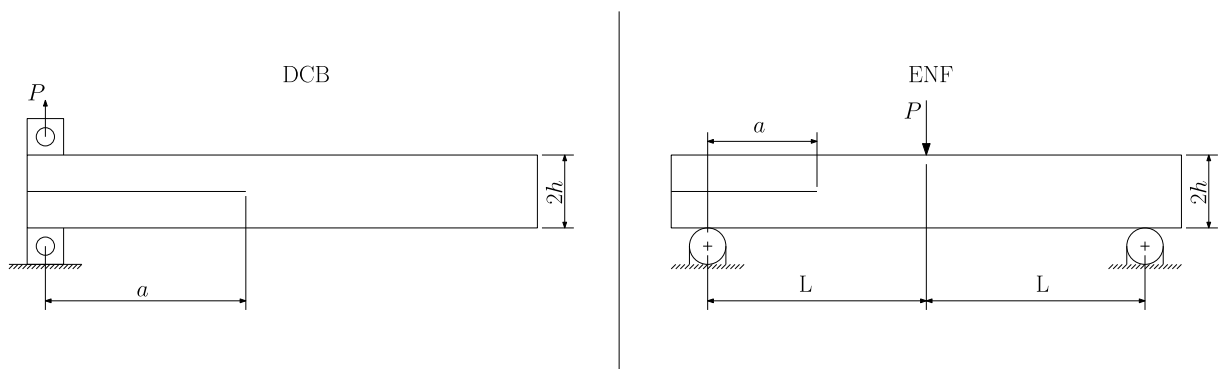
A existência de técnicas confiáveis para previsão da resistência de uma junta colada contendo uma trinca é essencial para a validação de um projeto estrutural. O conhecimento da distribuição de tensões na camada adesiva, do ponto de vista da Mecânica da Fratura, é fundamental, bem como o conhecimento da taxa de liberação de energia de deformação ( $G_c$ ) do adesivo, que resumidamente representa a energia necessária para a propagação de uma trinca existente no material [6]. É relevante notar que, se a propagação de uma trinca for predominantemente provocada pela ação de forças normais à superfície da trinca, é dito que esta trinca está sendo propagada em Modo I. Entretanto, caso a propagação da mesma seja provocada por forças cisalhantes na direção do crescimento, é dito que esta trinca está submetida em Modo II. Quando referido a taxa de liberação de energia de deformação, o subíndice I e II denota o modo no qual a trinca está sendo sollicitada. Deve-se destacar que para a maioria dos materiais, a propagação de trincas devido à ação

de forças normais é bem menos resistente do que para forças cisalhantes, então, em muitos casos por ser o mais crítico, o estudo em Modo I torna-se de maior interesse.

Os primeiros modelos para obtenção de  $G_{Ic}$  de adesivos foram propostos por Ripling *et al.* [7] em meados da década de 1960 e início da década de 1970, fundamentados na Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e na equação de Irwin-Kies [6], no qual a taxa de liberação de energia de deformação pode ser obtida através da diferenciação do *Compliance* ( $C$ ) do aderente pelo respectivo comprimento de trinca, sendo ( $C = \delta/P$ ), onde  $\delta$  é o deslocamento e  $P$  a carga aplicada no aderente. Desta maneira, foi determinado um primeiro padrão que originou a norma Americana ASTM D3433 [8], utilizada para obtenção de  $G_{Ic}$  de juntas adesivas com aderentes metálicos do tipo *Double Cantilever Beam* (DCB) e *Tapered Double Cantilever Beam* (TDCB).

Devido sua facilidade de execução e qualidade dos resultados, o ensaio *Double Cantilever Beam* (DCB) se tornou, desde então, o mais aceito e utilizado para cálculo e obtenção das propriedades de fratura de juntas adesivas em Modo I. Neste tipo de ensaio, utiliza-se um corpo de prova no formato de uma viga com secção retangular provido de uma trinca inicial, que após a aplicação de uma carga, relaciona-se o valor da carga aplicada com a variação do *compliance* de acordo com o crescimento da trinca. No ensaio DCB, o corpo de prova é tracionado pelas suas pontas, provocando a abertura da trinca e separação das superfícies, por sua vez, no ensaio ENF o corpo de prova é apoiado e flexionado através de uma carga central fazendo com que ocorra apenas o efeito de cisalhamento e propagação da trinca entre as superfícies. A Figura 2 representa esquematicamente os ensaios DCB e ENF.

**Figura 2** – Representação dos ensaios *Double Cantilever Beam* e *End Notched Flexure*



**Fonte:** Adaptado de De Moraes *et al.* [9]

Em se tratando de ensaios em Modo I, apesar da existência de ensaios normatizados do tipo TDCB, o custo elevado e a complexidade de usinagem deste tipo de corpo de prova torna-se uma desvantagem ao compará-lo com corpos de prova do tipo DCB, fazendo com que o último seja o mais utilizado em larga escala.

Os modelos propostos por Ripling para definição do *compliance* de uma junta DCB são fundamentados na teoria simples de vigas, ou do inglês *Simple Beam Theory* (SBT), cujas simplificações por muitas vezes não representam com fidelidade o comportamento real de uma junta colada do tipo DCB. No entanto, estas divergências já foram observadas pelo próprio Ripling em seu trabalho original [7], no qual recomendou que o comprimento de trinca medido durante o ensaio fosse corrigido pela adição de um comprimento de trinca "extra", a fim de se aumentar a flexibilidade do sistema. Tal recomendação contribuiu para o desenvolvimento da metodologia denominada teoria corrigida de vigas, ou do inglês *Corrected Beam Theory* (CBT), proposta por Hashemi *et al.* [10] e Williams [11] no final da década de 80.

Devido os métodos recomendados na norma ASTM D3433 [8] não mencionarem a correção no comprimento de trinca, Blackman e Kinloch [12], em meados da década de 90, desenvolveram um protocolo incluindo novos métodos para obtenção de  $G_{Ic}$ , como por exemplo, o próprio método CBT e o método de calibração experimental proposto por Berry [13], conhecido do inglês por *Experimental Calibration Method* (ECM). Este protocolo originou a norma BS ISO 25217 [14] e, complementarmente, foram inclusas novas diretrizes, com a utilização de aderentes compósitos reforçados com fibras unidirecionais, e possíveis correções caso venham a ocorrer: grandes deslocamentos nos braços do corpo de prova; utilização de blocos metálicos para aplicação de carga; e interferência da rigidez do sistema.

No início dos anos 2000, Blackman *et al.* [15] realizaram testes inter-laboratoriais para investigação de  $G_{Ic}$  obtidos pelos três diferentes métodos *compliance* recomendados pelas normas ASTM e ISO [8, 14]. Os resultados mostraram que a teoria simples de vigas, mesmo considerando efeitos de cisalhamento, resulta em valores de  $G_{Ic}$  muito conservadores ao comparar com os resultados obtidos pelos métodos CBT e ECM. No entanto, os métodos CBT e ECM também possuem considerações relevantes que questionam a confiabilidade dos valores obtidos de  $G_{Ic}$ .

Uma característica inerente à metodologia CBT se atribuí a obtenção de valores corrigidos de trinca muito maiores do que o comprimento de trinca medido durante os experimentos. Ademais, ao se calcular o módulo de elasticidade do material aderente através da expressão do método CBT, é muito comum a obtenção de um módulo com valor superior ao módulo de elasticidade medido experimentalmente [15]. Em relação as metodologias ECM, sabe-se que todos os métodos *compliance* normatizados são dependentes da medição do comprimento de trinca na camada adesiva durante os ensaios experimentais, um procedimento sensível a erros sistemáticos de medição, e difícil de ser executado devido à velocidade de propagação e interpretação correta da real localização da ponta da trinca. Desta maneira, quaisquer incertezas na medição do comprimento de trinca podem influenciar os valores obtidos de  $G_{Ic}$ .



No intuito de contornar os problemas inerentes às metodologias recomendadas pelas normas, são comuns na literatura as propostas de modelos *compliance* complementares para obtenção de  $G_{Ic}$ , e novas técnicas para medição e obtenção do comprimento de trinca. Uma das principais vertentes é a substituição do modelo SBT, de uma viga DCB rigidamente fixa na camada adesiva, por um modelo de viga suportada por uma fundação elástica. Desta maneira, os parâmetros da camada adesiva podem ser inclusos nas propriedades elásticas da fundação, parâmetros que são negligenciados nas formulações normatizadas.

Popularizado por Kanninen [16] na década de 70 para uma viga DCB isotrópica, seu modelo de fundação elástica foi modificado ao longo dos anos, tendo como principal característica alterações nas propriedades e modelos da fundação, e adaptação para laminados ortotrópicos. Como referência podemos citar os modelos de Olson [17], Penado [18], Krenk [19] e Kondo [20] propostos na década de 90, e trabalhos mais recentes como os modelos propostos por Qiao [21], De Moraes [22], De Gracia *et al.* [23], Cabello *et al.* [24] e Skec [25].

Paralelamente, para contornar as dificuldades associadas à medição do comprimento de trinca, têm-se resumidamente, vertentes de pesquisas associadas à novas técnicas de medição, como a utilização de correlação digital de imagens [26], monitoramento da integridade estrutural [27, 28], e pesquisas no qual são apresentadas técnicas alternativas para obtenção de  $G_{Ic}$  sem a necessidade do monitoramento da trinca, e.g., Integral J [29] e *Compliance-based Beam Method* (CBBM) [30]. Como considerações relevantes, até então, percebe-se que é possível existir uma grande ramificação de metodologias e técnicas para a obtenção de  $G_{Ic}$  de uma junta adesiva, o que faz que existam divergência de resultados na literatura, mesmo quando os estudos versam sobre adesivos iguais, o que pode desencadear uma série de erros e incertezas ao realizar novos estudos baseados em dados da literatura.

## 1.1 Motivação

De acordo com o exposto, é evidente que os efeitos envolvidos na fratura de uma junta adesiva são bem mais complexos do que os modelos analíticos no qual elas se baseiam, e que a obtenção da energia de resistência à fratura de juntas adesivas, mesmo com a aplicação dos métodos analíticos normatizados, pode ser influenciada por parâmetros não considerados em sua formulação. Sabe-se que desde a proposição da primeira norma, novas abordagens e modelos foram propostos para solucionar os problemas relacionados à obtenção de  $G_{Ic}$ , entretanto, até os dias atuais, poucas modificações foram feitas nas recomendações normatizadas, e por exemplo, em sua versão atual, a norma ASTM D3433 (2020) [8], ainda se baseia nas mesmas metodologias propostas por Ripling *et al.* [7] na década de 70. Além do mais, apesar da existência de diversas metodologias, a inexistência de um consenso científico entre qual seria o melhor método faz com que novas metodologias continuem sendo propostas, o que dificulta ainda mais a escolha de um método apropriado

para a obtenção de  $G_{Ic}$  de juntas adesivas.

## 1.2 Objetivos

Visto que a utilização de diferentes métodos *compliance* resultarão em diferentes valores de  $G_c$ , com base no cenário descrito, o objetivo geral da presente Tese consiste na investigação e determinação da melhor metodologia existente para obtenção da energia de resistência à fratura de juntas adesivas submetidas a Modo I e II, e, através de uma abordagem numérico-analítico-experimental, determinar a técnica mais adequada para obtenção do comprimento de trinca sem a influência de fatores externos.

Em sendo assim, o objetivo geral do presente trabalho pode ser dividido nos seguintes objetivos específicos:

1. Realizar um levantamento de informações disponíveis na literatura sobre ensaios mecânicos em juntas adesivas submetidas à Modo I e II, analisando e compreendendo as diversas formulações existentes utilizadas no cálculo de  $G_{Ic}$  e  $G_{IIc}$ , correlacionando suas respectivas influências nos valores obtidos de energia de resistência à fratura.
2. Realizar ensaios experimentais de juntas DCB, submetidas à Modo I em carregamento quase-estático, visando obter o comportamento da curva  $Pvs\delta$  e os valores de  $G_{Ic}$ .
3. Desenvolver um modelo computacional em elementos finitos de ensaios do tipo DCB e ENF, visando validar a previsão do *compliance* obtido pelo modelo computacional com os ensaios experimentais.
4. Uma vez validado o modelo computacional, utilizá-lo como referência para prever o *compliance* de diferentes configurações de juntas DCB e ENF, visando reduzir assim a quantidade de ensaios experimentais.
5. Comparar os valores de *compliance* previstos por diferentes métodos analíticos com os valores obtidos pelo modelo computacional, visando verificar os pontos fortes e fracos existentes em cada uma delas e, portanto, selecionar criteriosamente aquele que apresenta a maior potencialidade frente as simplificações;

## 1.3 Estruturação do texto

De forma a contextualizar os assuntos abordados neste trabalho, os assuntos pertinentes à proposta da tese estão divididos nos seguintes capítulos:

- o Capítulo 2 apresenta uma fundamentação teórica sobre mecânica da fratura e obtenção da taxa de liberação de energia de deformação de adesivos numa junta colada, explicando brevemente os parâmetros que podem influenciar os valores de energia de resistência à fratura de uma camada adesiva.

- O Capítulo 3 aborda os métodos de redução utilizados para a obtenção do *compliance* de juntas coladas submetidas ao Modo I, investigando as metodologias recomendadas pelas normas e os parâmetros que podem influenciar a obtenção de  $G_{Ic}$ .
- O Capítulo 4 investiga as metodologias de trinca equivalente para obtenção de  $G_{Ic}$ , estudando seus fundamentos e os diversos métodos que podem ser utilizados por essa abordagem. Adicionalmente, também é realizada uma investigação sobre a aplicação da metodologia de trinca equivalente em ensaios de juntas coladas sob fadiga, submetidos ao Modo I.
- O Capítulo 5 aborda os métodos de redução utilizados para a obtenção do *compliance* de juntas coladas submetidas ao Modo II, investigando a diferença entre as abordagens mais utilizadas pra obtenção de  $G_{IIc}$  de juntas adesivas, bem como uma breve investigação sobre a utilização da metodologia de trinca equivalente aplicada a este modo de carregamento.
- Por fim, o Capítulo 6 resume as conclusões mais relevantes abordadas em cada capítulo, e, adicionalmente, apresenta uma conclusão final para a presente tese.



## 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Neste capítulo, serão levantadas informações pertinentes em relação às abordagens empregadas para se obter a taxa de liberação de energia de deformação de uma camada adesiva.

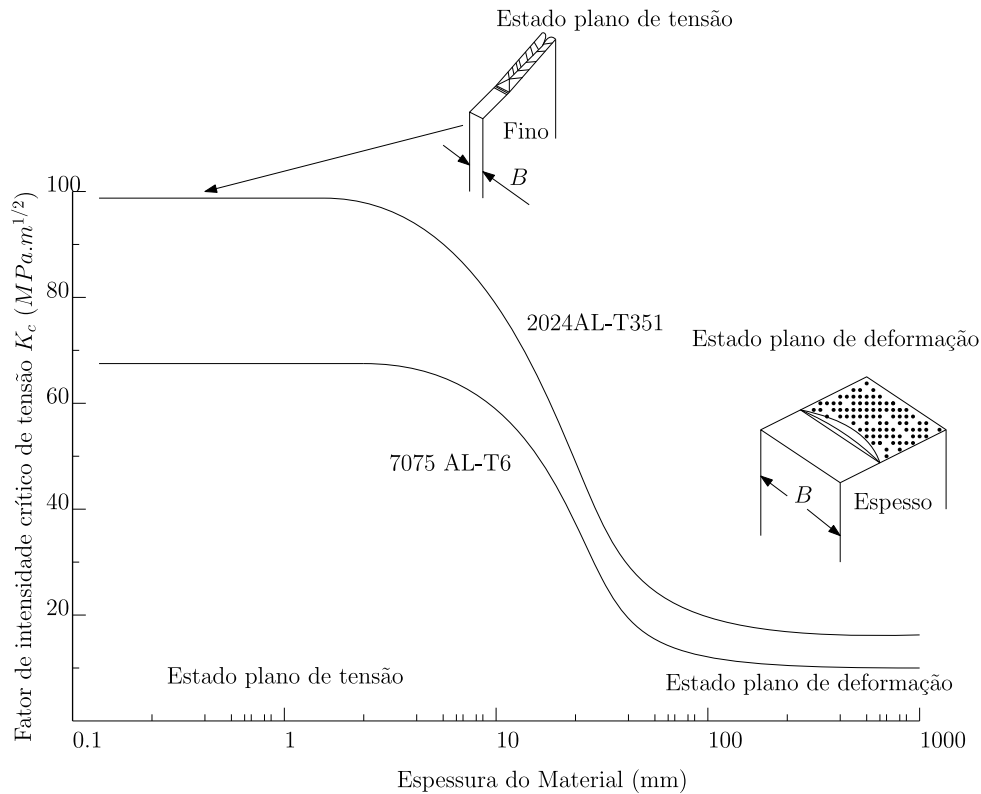
### 2.1 Mecânica da Fratura: O fator de intensidade de tensão

A Mecânica da Fratura é indispensável para o projeto de estruturas, pois, através dela pode-se definir o conceito de tenacidade à fratura de um material, que, resumidamente pode ser definida como a capacidade deste material em resistir à fratura na presença de uma trinca. De modo geral, a presença de uma trinca gera um campo de tensões ao redor de sua ponta, com valores locais maiores do que valores globais (remotos) aplicados na estrutura. A severidade deste campo de tensões gerado na ponta da trinca pode ser expressa através do fator de intensidade de tensão  $K$ , que de maneira simplificada pode ser expresso por:

$$K = \beta\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.1)$$

Onde  $\beta$  é um fator de correção geométrico, bem como, da localização da trinca,  $\sigma$  é a tensão remota aplicada e  $a$  é o comprimento da trinca. Vale ressaltar que através de compêndios é possível obter a equação para diferentes casos de carga e geometrias [31, 32]. Para materiais isotrópicos em regime linear elástico, a aplicação de uma carga crescente e contínua numa estrutura contendo uma trinca, resulta num aumento do valor de  $K$  até um valor crítico. Assume-se, portanto, que ocorrerá fratura frágil do material quando o fator de intensidade de tensão  $K$  atingir um valor crítico  $K_c$ , que por sua vez é dependente de fatores como temperatura, limite de escoamento e espessura do corpo de prova. Para materiais dúcteis, um aumento da espessura também faz com que o estado de tensões na ponta da trinca se altere de um estado plano de tensão para um estado plano de deformação, provocando a redução no valor de  $K_c$  com o aumento da espessura, no qual este fenômeno pode ser visualizado através da Fig. 3. Desta maneira, o menor valor de  $K_c$ , ou seja, seu valor mais crítico é denominado tenacidade à fratura, no qual pode ser definido como uma propriedade do material [33].

**Figura 3** – Variação do fator crítico de intensidade de tensão com a espessura da amostra para duas ligas de alumínio



Fonte: Adaptado Mouritz (2012) [34]

O conhecimento da tenacidade à fratura de um material é crucial para se prever dois parâmetros importantes: a carga máxima suportada caso exista uma trinca de tamanho conhecido, ou, o tamanho máximo da trinca admitido considerando a carga admissível no projeto. A obtenção dos valores da tenacidade à fratura em Modo I ( $K_{Ic}$ ) é realizado através de ensaios do tipo *Compact Tension* (CT) ou *Single Notched Bend* (SENB), utilizando como referência para fabricação, as normas ASTM E399 (2022) para metais [35] ou ASTM D5045 (2014) para materiais poliméricos [36].

De acordo com Da Silva *et al.* [37], a obtenção de  $K_{Ic}$  para adesivos não é algo trivial, pois a qualidade dos resultados obtidos irão depender fortemente da qualidade do corpo de prova fabricado (controle do ciclo de cura, controle dimensional, ausência de vazios causado por bolhas de gases, e qualidade da endentação da pré-trinca inicial no espécime). Da Silva *et al.* [37] explicam que a obtenção de propriedades de fratura obtidas a partir de corpos de prova maciços de resina adesiva podem diferir das propriedades do adesivo quando este é parte de uma estrutura. Ensaios deste tipo (com o adesivo maciço) são livres de restrições impostas por substratos (aderentes), sendo possível obter as características de falha puramente coesiva do mesmo. Por outro lado, a tenacidade à fratura de um adesivo em uma junta estrutural pode ser influenciada pelas seguintes

variáveis:

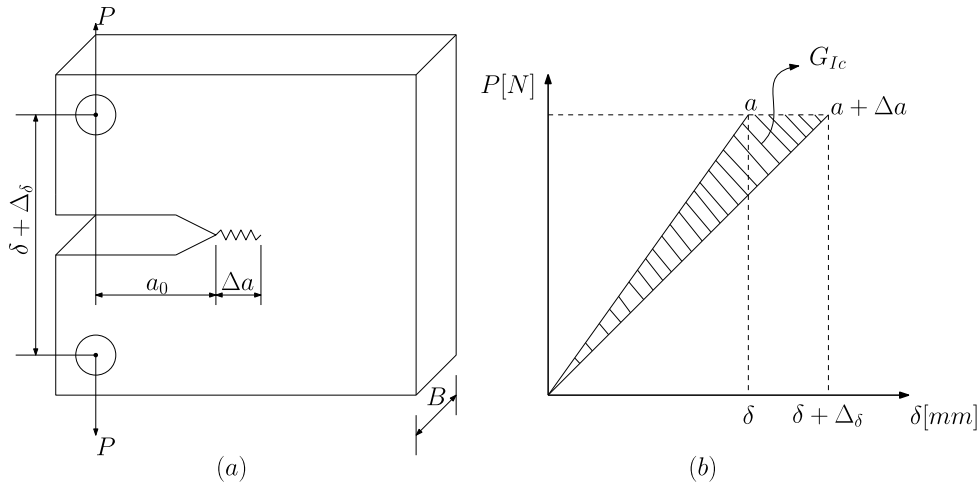
- Diferentes gradientes de temperatura na camada adesiva impostos pela presença do aderente, alterando seu ciclo de cura;
- Tratamento superficial nos aderentes, que pode influenciar o tipo de falha (coesiva ou adesiva);
- Caminho percorrido pela trinca, que mesmo sendo coesiva pode percorrer regiões muito próximas à superfície do aderente, gerando valores de resistência à fratura distintos;
- Alteração local dos modos de carregamento de Modo I para um modo Misto (I+II) devido às restrições impostas pela presença do aderente;
- Restrição do tamanho da zona de fratura plástica na ponta da trinca, que influencia nos estados atuantes de tensão/deformação [37]

## 2.2 Taxa de liberação de energia de deformação

Uma camada adesiva pode ser vista como um material de pequena espessura e baixo módulo elástico envolto por um material de módulo superior. Portanto, ao se aplicar o mesmo conceito de tenacidade à fratura para juntas coladas, percebe-se que o estudo das tensões na ponta da trinca começa a se tornar uma tarefa mais complexa. Conseqüentemente, é mais conveniente definir a tenacidade à fratura da camada adesiva em termos de energia, empregando a definição proposta por Griffith em seu trabalho com materiais vítreos [38]. Irwin [39], com base nos trabalhos de Griffith [38], foi um dos primeiros a definir uma relação para o crescimento de trincas em termos de energia, definindo uma expressão para a taxa de liberação de energia de deformação ( $G_c$ ), ou, energia de resistência à fratura, que pode ser interpretada como a energia necessária para o crescimento de área infinitesimal de uma trinca pré-existente [33].

Anderson [33] explica que o termo “taxa” não está relacionado como uma derivação no tempo, e sim, pela variação da energia potencial em relação à área da trinca. Uma das interpretações físicas que se pode ter de  $G_c$  é visualmente exemplificada pela Fig. 4(a), que demonstra um corpo de prova do tipo CT, com uma trinca pré-existente de comprimento  $a_0$  sendo tracionado em Modo I por uma carga  $P$ . Caso a trinca inicial propague devido à um carregamento constante, pode-se relacionar a energia dissipada devido ao crescimento infinitesimal  $\Delta a$  da trinca com a área triangular destacada na Fig. 4(b), ou seja:

$$G_{Ic} = \frac{dU}{dA} \quad (2.2)$$

**Figura 4** – Representação esquemática da taxa de liberação de energia de deformação

Fonte: Adaptado Mouritz (2012) [34]

Sendo que  $d_A$  é definida como a área infinitesimal do crescimento da trinca, ou seja, para um corpo de prova com espessura  $B$ , tem-se:

$$d_A = Bda \quad (2.3)$$

Introduzindo o conceito de *compliance* ( $C$ ) como sendo o inverso da inclinação da curva  $P$  vs.  $\delta$ :

$$C = \frac{\delta}{P} \rightarrow \delta = CP \quad (2.4)$$

Ao se avaliar a energia disponível no sistema antes da propagação da trinca tem-se:

$$U = \frac{\delta P}{2} \quad (2.5)$$

Substituindo (2.4) em (2.5):

$$U = \frac{P^2 C}{2} \quad (2.6)$$

Caso seja analisado um corpo de prova com espessura  $B$ , substituindo 2.6 e 2.3 em 2.2, tem-se a equação da taxa de liberação de energia de deformação, que é função da variação do *compliance* com o crescimento da trinca, sendo esta mais conhecida como equação de Irwin-Kies:

$$G_I = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da} \quad (2.7)$$



Esta mesma equação fundamental desenvolvida por Irwin-Kies é válida para os demais modos, e.g., I e II, sendo a única diferença entre os modos a obtenção da variação da *compliance*  $C$  com o crescimento da trinca, ou seja,  $dC/da$  que é função da geometria e material do corpo de prova ensaiado.

### 2.3 Influências na resistência à fratura de uma camada adesiva

Nesta seção, busca-se apresentar algumas das variáveis e parâmetros que podem vir a influenciar a energia de resistência à fratura de uma junta colada.

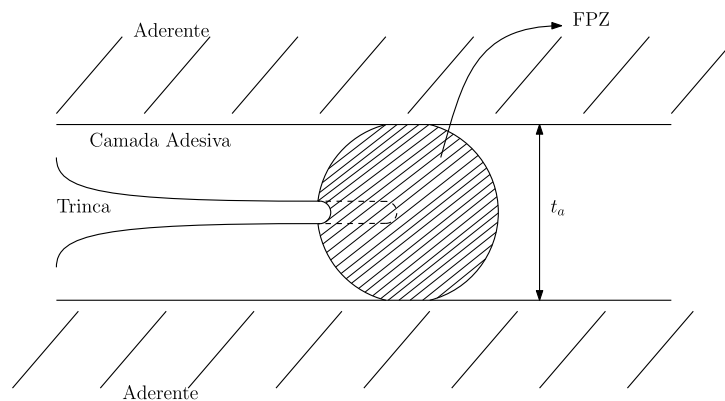
#### 2.3.1 Características do adesivo

Assim como os metais, adesivos podem apresentar, em suma, dois tipos de comportamento quando relacionados às suas características de fratura, podendo elas, ser divididas entre fratura frágil e dúctil. A fratura frágil envolve o crescimento de uma trinca com pouca ou nenhuma deformação dúctil ocorrendo na ponta da trinca, ocasionando o crescimento rápido da trinca e fratura do material quando sua carga crítica é atingida. Por sua vez, uma fratura dúctil acarreta na ocorrência de deformações plásticas na ponta da trinca, ocasionando, na maioria das vezes, uma propagação estável da trinca, na qual é necessário um aumento do carregamento aplicado para o crescimento da mesma [34]. De maneira geral, pode-se identificar a característica de um adesivo entre sendo frágil ou dúctil através da sua capacidade de deformação. Adesivos rígidos tendem a sofrer fratura frágil, com sua falha ocorrendo numa região de deformação predominantemente elástica, e adesivos dúcteis, por sua vez, tendem a se deformar plasticamente antes da sua ruptura. Vale ressaltar que que adesivos dúcteis geralmente são sensíveis à velocidade de ensaio [1], ou seja, são sensíveis a taxas de deformação *Strain-Rate Effects* devido a ocorrência de efeitos visco-elásticos. Caso suas propriedades mecânicas sejam obtidas numa velocidade diferente daquela recomenda pela norma, por exemplo ASTM D638 [40], as mesmas podem ser sub ou superestimadas.

Segundo da Silva *et al.* [41], outra maneira de diferenciar um adesivo como sendo rígido ou dúctil pode ser avaliada através da sua capacidade em absorver energia. Tal capacidade pode ser influenciada pelas restrições impostas na presença de um aderente. Conhecida como zona de processo de fratura, ou *Fracture Process Zone* (FPZ), as deformações plásticas que ocorrem na região logo à frente da ponta da trinca são influenciadas pela espessura da camada adesiva, que restringem o seu tamanho de acordo com a sua espessura [42]. Daghyani *et al.* [42] relataram que uma FPZ elíptica (provocada pelas restrições do aderente) aumenta a concentração de tensões na ponta da trinca, diminuindo assim sua energia de resistência à fratura, o que pode resultar numa fratura frágil mesmo para um adesivo do tipo dúctil. Juntas adesivas com espessuras maiores relaxam essas restrições, resultando numa distribuição melhor das tensões na ponta da trinca, aumentando

assim a sua capacidade em absorver energia [43], surgindo a hipótese de que a energia de resistência à fratura de um adesivo é máxima, quando a espessura da camada adesiva é igual ao diâmetro da zona plástica originada na ponta da trinca [44], o que pode ser visualizado na Fig. 5.

**Figura 5** – Representação esquemática da zona de processo de fratura



Fonte: Adaptado de Kin Loch e Shaw [45]

Segundo o exposto, pode-se obter uma avaliação preliminar entre a diferença comportamental de adesivos frágeis e dúcteis. Nota-se, assim, que devido a sua característica intrínseca, adesivos frágeis não são bons absorvedores de energia e, portanto, tendem a falhar com uma energia de resistência à fratura menor do que um adesivo dúctil. Porém, um adesivo dúctil também pode falhar de maneira frágil, caso a espessura da camada adesiva seja pequena suficiente, indicando uma relação comportamental entre a energia de resistência à fratura e a espessura da camada adesiva.

### 2.3.2 Tipos de falhas de um adesivo

Outro fator que pode influenciar a energia de resistência à fratura de juntas adesivas, é o caminho no qual a trinca percorre durante sua propagação, caracterizando assim os tipos de falha de uma junta, que são resumidamente classificadas como falha adesiva, coesiva e mista (adesiva/coesiva) [4, 46]. Juntas adesivas também podem falhar devido ruptura dos aderentes, ocorrendo com maior frequência em aderentes em materiais compósitos reforçados por fibras. Nestes materiais a falha é caracterizada por processos de delaminação ou ruptura das fibras devido ao surgimento de estados de tensões não preferenciais àqueles no qual o compósito foi projetado. Falhas coesivas são as que ocorrem dentro da camada adesiva e são inerentes a natureza química do material e sua habilidade de resistir a certos carregamentos na presença de uma trinca. Em sendo assim, após a falha da junta, traços do adesivo podem ser observados igualmente nas faces dos aderentes. Falhas coesivas são mais desejadas, pois estão relacionadas a valores mais elevados de  $G_c$  [42]. Por sua vez, falhas adesivas ocorrem na interface aderente/adesivo e são relacionadas a tratamentos

superficiais inadequados, resultando numa falha com cargas e energia de resistência à fratura inferiores a uma falha coesiva.

### 2.3.3 Influência de variáveis intrínsecas do adesivo na resistência de juntas coladas submetidas a carregamentos em Modo I e II

No que se diz respeito a geometria dos corpos de prova, Blackman *et al.* [15] investigaram a influência da utilização de diferentes geometrias nos resultados obtidos de  $G_{Ic}$ . No referido estudo, foram realizados ensaios utilizando as geometrias DCB e TDCB, no qual foi verificado que resultados semelhantes podem ser obtidos independente da geometria normatizada utilizada. De fato, a geometria do corpo não deve ser um fator de influência nos resultados de  $G_{Ic}$ , visto que sua formulação é baseada em métodos de energia. Por outro lado, foi reportado uma dependência da energia de resistência à fratura do adesivo em função do material aderente utilizado nos ensaios, obtendo valores muito menores para compósitos ( $G_{Ic} \approx 200 J/m^2$ ) ao compará-los com aderentes metálicos ( $G_{Ic} \approx 800 J/m^2$ ). Deve-se ressaltar que este fenômeno surgiu mesmo para falha coesiva ocorrendo no plano médio da camada adesiva, utilizando corpos de prova que obedeciam todos os parâmetros exigidos pelas normas e requerimentos impostos pela Mecânica da Fratura Linear Elástica [47]. Isto motiva um questionamento acerca do que estava sendo medido, se era ou não uma característica do adesivo. Se sim, então, deveria ser independente das características do aderente. Em outro estudo realizado justamente para este fim, Blackman *et al.* [47] ao comparar as temperaturas de transição vítreas ( $T_g$ ) de adesivos entre aderentes metálicos ( $T_g \approx 103^\circ C$ ) e aderentes em compósito ( $T_g \approx 87,6^\circ C$ ), verificaram que diferentes temperaturas de transição vítrea do adesivo poderiam ser a causa do baixo valor obtido de  $G_{Ic}$ . Desta maneira, novos ensaios foram realizados após um extenso processo de secagem das lâminas de compósitos, por 6 semanas, à vácuo, e à uma temperatura de  $105^\circ C$ , resultando assim em um nova temperatura de de transição vítrea  $T_g = 104^\circ C$  para a junta em compósito, e, conseqüentemente, em valores de  $G_{Ic}$  superiores àqueles obtidos para juntas com aderentes metálicos.

Em se tratando de ensaios sob Modo II, como forma de exemplo, é comum o estudo sobre juntas adesivas utilizando o adesivo comercial Araldite® 2015, sendo que o mesmo é descrito como um adesivo semi-dúctil, com deformação máxima à tração de 5%, e 45% ao cisalhamento. Ao comparar trabalhos com este adesivo, no intuito de obter sua energia de resistência à fratura referente ao Modo II de carregamento ( $G_{IIc}$ ), todos utilizando ensaios do tipo ENF, observa-se a obtenção de diferentes resultados, como evidenciado na Tabela 1.

**Tabela 1** – Diferenças encontradas na literatura nos valores de  $G_{IIc}$  obtidos para o adesivo comercial Araldite® 2015 utilizando ensaios ENF com diferentes espessuras da camada adesiva ( $t_a$ ).

Aderentes	$t_a$ [mm]	$G_{IIc}$ [N/mm]	Referência
Alumínio	0,2	2,97	[48]
FC-UD	0,2	4,70	[49]
FC-UD	0,2	4,60	[50]
FC-UD	0,2	5,06	[51]
Aço	0,2	7,15	[41]
FC-UD	0,5	7,71	[51]
Aço	0,5	11,9	[41]
FC-UD	1,0	10,05	[51]
Aço	1,0	32,40	[41]

\*FC-UD: Fibra de Carbono Unidirecional

Os resultados evidenciados na Tab.1 nos mostram que é possível existir uma grande divergência dos valores de  $G_{IIc}$  encontrados na literatura, mesmo utilizando condições similares de ensaio. Ao analisar criteriosamente os resultados da Tab.1, deve-se atentar a utilização de aderentes em materiais compósitos, no qual sua sensibilidade à umidade pode interferir no processo de cura do adesivo e, conseqüentemente, reduzir a sua resistência à fratura. Além disso, como alertado por Da Silva *et al.* [41], a diferença entre os resultados obtidos reforçam o cuidado na utilização de dados experimentais na literatura para alimentar dados de modelos computacionais, ou seja, deve-se sempre utilizar dados que foram obtidos em condições similares àquela no qual a amostra ensaiada será, então, simulada.

Como considerações relevantes até então, destaca-se a existência de duas vertentes de estudos sob fatores que podem influenciar os valores obtidos de  $G_{Ic}$  ou  $G_{IIc}$  de juntas coladas, no qual podem ser divididas em duas grandes áreas.

1. Investigação dos parâmetros geométricos, materiais, processos de fabricação e tipos de ensaio.
2. Estudo e desenvolvimento de metodologias analíticas empregadas para obtenção da energia de resistência à fratura.

Percebe-se que os parâmetros inerentes à Área 1 são extensos, no qual a interpretação dos resultados obtidos podem variar de acordo com o processo de fabricação e condições de ensaio, portanto, torna-se de maior interesse a realização de um estudo sobre as metodologias analíticas, no qual podem ser aplicadas independente do processo de fabricação e material utilizado.

### 3 INVESTIGAÇÃO DAS METODOLOGIAS *COMPLIANCE* NORMALIZADAS PARA OBTENÇÃO DE $G_{Ic}$

O motivo no qual as geometrias DCB e ENF são as mais utilizadas para cálculo da ERF de juntas adesivas, pode ser atribuído a sua semelhança com exemplos clássicos da mecânica linear elástica, pois o ensaio de DCB pode ser representado por uma viga simples engastada, e o ensaio ENF por uma viga simples bi-apoiada em flexão. Nestes dois exemplos, a obtenção de um deslocamento  $\delta$  em um ponto da viga, devido a aplicação de uma força concentrada  $P$  é bem definida, e, como o deslocamento  $\delta$  é função da força  $P$ , a relação entre estes dois parâmetros resulta numa maneira simples de se obter o *compliance*  $C = \delta/P$ , que por sua vez pode ser utilizado na equação de Irwin-Kies (Eq. 2.7). Como evidenciado, as expressões utilizadas para se obter o *compliance* de uma junta DCB variam de acordo com a modelagem utilizada, criando uma extensa ramificação de correções. Conhecer as principais técnicas utilizadas torna-se importante para compreensão das diferentes abordagens adotadas, deste modo, neste capítulo serão investigadas as metodologias *compliance* normalizadas para obtenção de  $G_{Ic}$  de uma junta DCB.

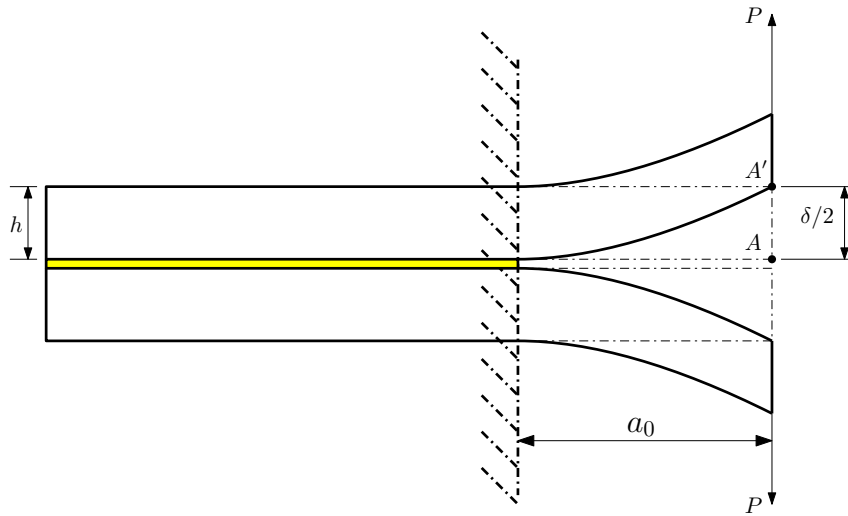
#### 3.1 *Simple Beam Theory* (SBT)

Diversas são as abordagens utilizadas para obtenção do *compliance* em função do comprimento de trinca, no qual seu conhecimento faz-se necessário para propriamente se avaliar a Eq. 2.7, sendo a abordagem mais comum a utilização da teoria clássica de vigas de Euler-Bernoulli ou Timoshenko. Se por exemplo, for utilizado um corpo de prova do tipo DCB, representado pela Fig. 6, o deslocamento do ponto  $A$  desta viga, provocado pela ação de uma carga  $P$ , pode ser facilmente descrito pela teoria das vigas de Euler-Bernoulli como:

$$\frac{\delta}{2} = \frac{Pa^3}{3EI} \quad (3.1)$$

Onde  $E$  é o módulo de elasticidade do material da viga,  $B$  é a largura da viga,  $h$  a altura de um braço da viga,  $a_0$  é o comprimento de trinca inicial (equivalente ao comprimento de uma viga se a mesma estivesse engastada), e  $I$  é o momento de inércia de área da viga ( $I = Bh^3/12$ ).

**Figura 6** – Representação da deflexão de uma viga DCB com comprimento variável devido à ação de uma carga  $P$



Fonte: Elaborado pelo autor

Em termos do *compliance* da viga DCB, empregando Euler-Bernoulli, obtêm-se:

$$C_{SBT} = \frac{\delta}{P} = \frac{2}{3EI} a^3 = ka^3 \quad (3.2)$$

No qual  $k$  é definido neste trabalho, como uma constante contendo as propriedades do aderente:

$$k = \frac{2}{3} \frac{1}{EI} \quad (3.3)$$

É comum obter-se também, através do equacionamento da Eq. 3.2, uma forma de verificação do módulo de elasticidade do material aderente, comparando  $E$  obtido através do *compliance* experimental, com  $E$  do material caracterizado previamente, numa forma de verificar possíveis interferências externas no *compliance* do espécime:

$$E_{SBT} = \frac{2}{3CI} a^3 \quad (3.4)$$

### 3.2 *Shear-Corrected Simple Beam Theory* (SCBT)

Como descrito por Silva *et al.* [37] e Ripling [7], algumas correções devem ser feitas na modelagem da teoria de vigas de Euler-Bernoulli, a fim de considerar efeitos não incluídos na modelagem do ensaio DCB. Nota-se que tal metodologia não considera efeitos de cisalhamento e rotação na ponta da trinca. Desta maneira, o método SBT recomendado

pela norma ASTM D3433 [8] corrige a análise de vigas de Euler-Bernoulli, de forma a introduzir efeitos de cisalhamento transversal, resultando na seguinte expressão:

$$C_{SCBT} = \frac{8}{EB} \left[ \frac{a^3}{h^3} + \frac{a}{h} \right] \quad (3.5)$$

Onde o primeiro termo entre colchetes na Eq. 3.5 representa a contribuição do deslocamento devido à flexão da viga, e o segundo termo devido à contribuição por cisalhamento. Em termos práticos, a Eq. 3.5 pode ser reescrita para se obter uma comparação com a teoria simples de vigas:

$$C_{SCBT} = C_{SBT} + \frac{8}{Ebh}a \quad (3.6)$$

### 3.3 *Corrected Beam Theory*(CBT)

Apesar do método normatizado SCBT considerar efeitos de flexão e cisalhamento em seu equacionamento, problemas surgem na implementação deste modelo em juntas coladas, pois o mesmo é uma aproximação simplificada do comportamento de junta DCB em Modo I. Por exemplo, como visualizado na Fig.6, o modelo considera a viga sendo perfeitamente engastada na camada adesiva, com um comprimento representado pelo comprimento de trinca inicial  $a_0$ , no qual todos os parâmetros do adesivo estão implicitamente embutidos no *compliance* obtido experimentalmente. Entretanto, quando o mesmo é comparado com resultados experimentais de uma junta DCB, muitas vezes os resultados mostram que a deflexão real do corpo de prova é maior do que a prevista pelo método SCBT. Assim, tem-se a impressão de que o comprimento da viga aparenta ser maior do que seu comprimento da trinca inicial  $a_0$  [7]. Por consequência, a solução mais aceita se resume em corrigir o comprimento da trinca observado visualmente, adicionando um comprimento extra ( $\Delta$ ) na formulação SBT (Eq. 3.2), considerando desta forma, os efeitos de deflexão e rotação na ponta da trinca, visto que a viga não é perfeitamente engastada [10, 11]. Essa metodologia foi primeiramente desenvolvida para aderentes isotrópicos [11] e posteriormente revisada para laminados compósitos ortotrópicos [10, 11, 52], sendo geralmente referida como *Corrected Beam Theory* (CBT) [14] ou *Modified Beam Theory* (MBT) [53]. Este método é recomendado pelas normas ISO e ASTM para investigar o comportamento de fratura de juntas adesivas e falha inter-laminar de compósitos reforçado por fibras unidirecionais [14, 53, 54]. Desta maneira, o *compliance* de uma viga DCB utilizando o modelo CBT pode ser expresso por:

$$C_{CBT-A} = \frac{2}{3EI}(a + \Delta)^3 = \frac{2}{3EI}a_{CBT}^3 \quad (3.7)$$

Analogamente, o módulo de elasticidade equivalente do aderente também pode ser recalculado a partir da Eq. 3.7:

$$E_{CBT-A} = \frac{2}{3CI}(a + \Delta)^3 \quad (3.8)$$

De acordo com Hashemi *et al.* [52], existem basicamente duas maneiras de se obter o fator de correção  $\Delta$ . O primeiro método, proposto por Williams [11], define que  $\Delta$  é uma constante dependente das propriedades elásticas do aderente:

$$\Delta = h \sqrt{\frac{E_1}{11G_{12}} \left[ 3 - 2 \left( \frac{\Gamma}{1 + \Gamma} \right)^2 \right]} \quad (3.9)$$

Onde:

$$\Gamma = 1,18 \frac{\sqrt{E_1 E_2}}{G_{12}} \quad (3.10)$$

No qual  $E_1$  é o módulo de elasticidade longitudinal da viga,  $E_2$  é o módulo de elasticidade transversal (na direção da largura), e  $G_{12}$  é o módulo de cisalhamento transversal. Para o caso isotrópico, com um coeficiente de Poisson típico de  $\nu = 0,3$ , a Eq. 3.9 pode ser simplificada, e o fator de correção  $\Delta$  diretamente obtido como sendo  $0,67h$  [11], onde  $h$  é a espessura de um braço da viga DCB. Observa-se que a utilização deste método é recomendada quando as propriedades elásticas do material aderente são conhecidas. Caso contrário, pode-se utilizar a metodologia descrita pela norma ISO 25217 [14], baseada nos estudos de Hashemi *et al.* no final da década de 80 [10,55]. Esta metodologia, parte da hipótese de que os valores do *compliance* junto com seu respectivo comprimento medido de trinca sejam as únicas variáveis conhecidas durante um ensaio experimental DCB, no qual, uma expressão aproximada para a curva  $C = f(a)$  é proposta como sendo a reta obtida pelo ajuste dos mínimos quadrados de uma curva  $C^{1/3}$  *versus*  $a$ , como representado pela Fig.7.

Desta maneira, gerando uma reta obtida pelo ajuste dos mínimos quadrados dos dados experimentais, uma aproximação para a expressão da curva  $C = f(a)$  pode ser obtida na forma:

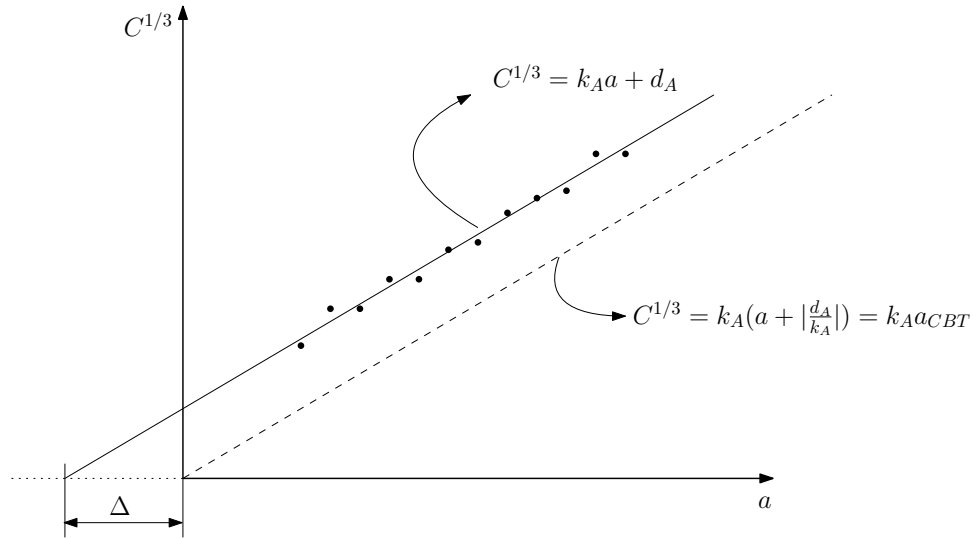
$$C_{CBT-B}^{1/3} = k_A a + d_A \quad (3.11)$$

ou

$$C_{CBT-B} = (k_A a + d_A)^3 \quad (3.12)$$



**Figura 7** – Representação típica de uma curva CBT para determinação do fator de correção  $\Delta$



Fonte: Elaborado pelo autor

Entretanto, de acordo com a Fig.7, percebe-se que ao se utilizar a expressão aproximada pela Eq. 3.11, o *compliance* obtido será diferente de zero ( $C \neq 0$ ) para uma viga de comprimento  $a = 0$ , dando a impressão de que a viga não está engastada na ponta da trinca, e sim por uma distância  $\Delta$  dentro da camada adesiva. Assim, o procedimento proposto pela teoria corrigida das vigas desloca a reta definida pelo método dos mínimos quadrados por um valor  $\Delta$ , que corresponde à distância entre a intersecção desta reta com o eixo das abcissas até a origem.

$$\Delta = \left| \frac{d_A}{k_A} \right| \quad (3.13)$$

Desta maneira, a Eq. 3.12 pode também ser expressa na forma:

$$C_{CBT-B} = k_A^3 \left( a + \left| \frac{d_A}{k_A} \right| \right)^3 = k_A^3 (a + \Delta)^3 = k_A^3 a_{CBT}^3 \quad (3.14)$$

Observa-se que a expressão resultante da Eq. 3.14 é similar a expressão da teoria simples de viga (Eq. 3.2), possibilitando assim a comparação entre as duas equações:

$$k \equiv k_A^3 = \frac{2}{3} \frac{1}{EI} \quad (3.15)$$

Desta maneira, um alternativa para a obtenção do valor médio do módulo de elasticidade equivalente da viga pode ser apresentado na forma:

$$E_{CBT-B} = \frac{2}{3} \frac{1}{k_A^3 I} \quad (3.16)$$

### 3.4 *Experimental Compliance Calibration Methods (ECC)*

Complementarmente aos métodos analíticos, a expressão do *compliance* de uma junta DCB pode ser estimada através da calibração da curva  $C$  vs.  $a$  obtida experimentalmente. A prática mais comum é a utilização de uma expressão polinomial ou potencial, para ajustar a curva  $C = f(a)$  obtida a partir dos resultados experimentais. Dentre a família de métodos ECC, destaca-se o método proposto por Berry [13], recomendado pela norma ISO 25217 [14], no qual o ajuste da curva  $C = f(a)$  pode ser obtido por uma expressão potencial na forma:

$$C_{Berry} = k_B a^n \quad (3.17)$$

No qual os coeficientes  $k_B$  e  $n$  são determinados através de uma reta obtida pelo ajuste dos mínimos quadrados de uma curva  $\log(C)$  versus  $\log(a)$ :

$$\log(C) = \log(k_B) + n \log(a) \quad (3.18)$$

Por último, destaca-se outra expressão normatizada da família dos métodos ECC, nominada *Modified Compliance Calibration Method* (MCC), no qual, a expressão  $C = f(a)$  é definida por Kageyama e Hojo [56] como sendo:

$$C_{MCC} = \frac{1}{A_1^3} \left( \frac{a}{h} - A_2 \right)^3 \quad (3.19)$$

De maneira similar, a Eq. 3.19 pode ser reorganizada para se obter os coeficientes  $A_1$  e  $A_2$  através de uma reta obtida pelo ajuste dos mínimos quadrados de uma curva  $a/h$  vs.  $C^{1/3}$ :

$$\frac{a}{h} = A_1 C^{1/3} + A_2 \quad (3.20)$$

O método MCC é um dos métodos alternativos recomendados pela norma ASTM D5528 [53], para obtenção das propriedades de fratura de compósitos laminados reforçados por fibras unidirecionais.

### 3.5 **Análise Computacional: Obtenção do *compliance* por um modelo DCB em elementos finitos**

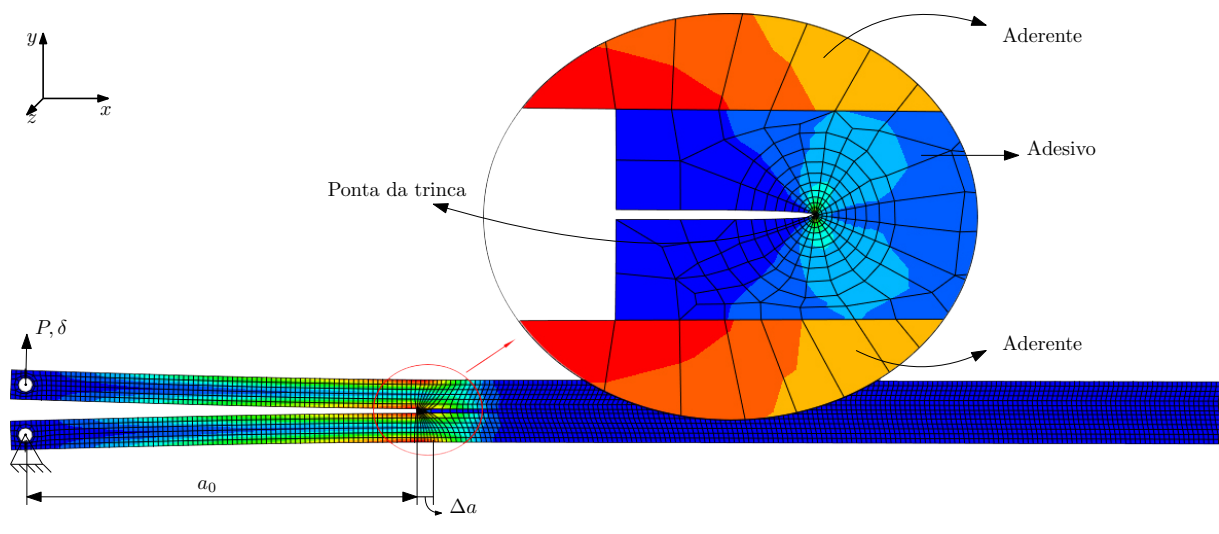
Apresentados os modelos *compliance* normatizados, faz-se necessário a existência de um modelo de referência para avaliar a viabilidade das formulações analíticas em estimar

o *compliance* de um junta DCB.

Desta maneira, foi desenvolvida uma análise computacional no software de elementos finitos ABAQUS®, para obtenção do *compliance* de uma junta DCB sob carregamento em Modo I, considerando diferentes comprimentos de trinca. Uma vez validados, os resultados computacionais foram então usados como referência para averiguar a viabilidade das formulações analíticas em reproduzir a previsão do *compliance* dos testes experimentais.

A modelagem computacional consistiu de um modelo bidimensional, linear-elástico isotrópico, com elementos quadráticos de 8 nós possuindo estado plano de tensões (CPS8) para os aderentes, e elementos quadráticos de 8 nós possuindo estado plano de deformações (CPE8) para a camada adesiva. As condições de contorno consistiram na fixação do furo inferior através de um pino, com restrição de movimentos nos eixos  $x$  e  $y$ , sendo atribuída apenas rotação em torno do eixo  $z$ . Por fim, a simulação em Modo I foi realizada através da aplicação de um deslocamento na direção  $y$ , aplicada no furo do braço superior. A Figura 8 representa o modelo computacional utilizado.

**Figura 8** – Representação do modelo computacional em elementos finitos.



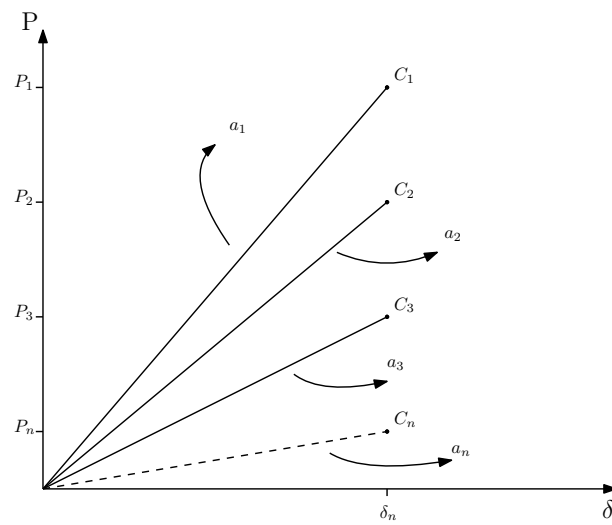
Fonte: Elaborado pelo autor

Para se obter uma expressão para  $C = f(a)$ , vários modelos foram desenvolvidos com diferentes comprimentos de trinca. A abordagem utilizada foi criar um comprimento de trinca  $a_0$  fixo, no qual a propagação da trinca  $\Delta a$  foi feita utilizando a própria ferramenta de criação de trincas disponível no ABAQUS®. Ademais, para facilitar esta tarefa, a geração dos modelos foi automatizada através do desenvolvimento de uma sub-rotina em Python que pode ser executada no próprio ABAQUS®.

O conceito utilizado nesta abordagem, foi que, para um ensaio DCB operando no regime linear-elástico, quando uma carga externa  $P$  ou deslocamento  $\delta$  é aplicado,

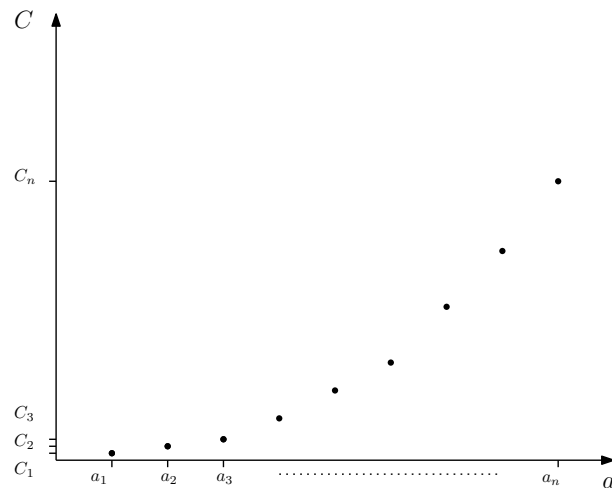
o *compliance* da junta DCB é constante antes que ocorra propagação da trinca. Desta maneira, para um deslocamento fixo aplicado, um valor constante de *compliance* é obtido para um determinado comprimento de trinca e geometria DCB, como representado pelas diferentes curvas  $P$  versus  $\delta$  ilustradas na Fig. 9. Este procedimento permite obter um valor de referência para o *compliance* relativo à um comprimento de trinca  $a$ , e desta maneira, permite obter a curva  $C = f(a)$  para qualquer geometria DCB e qualquer comprimento de trinca de interesse, como representado pelo Fig. 10.

**Figura 9** – Representação típica da redução da rigidez de um espécime DCB com o aumento do comprimento de trinca, para o mesmo deslocamento aplicado.



Fonte: Elaborado pelo autor

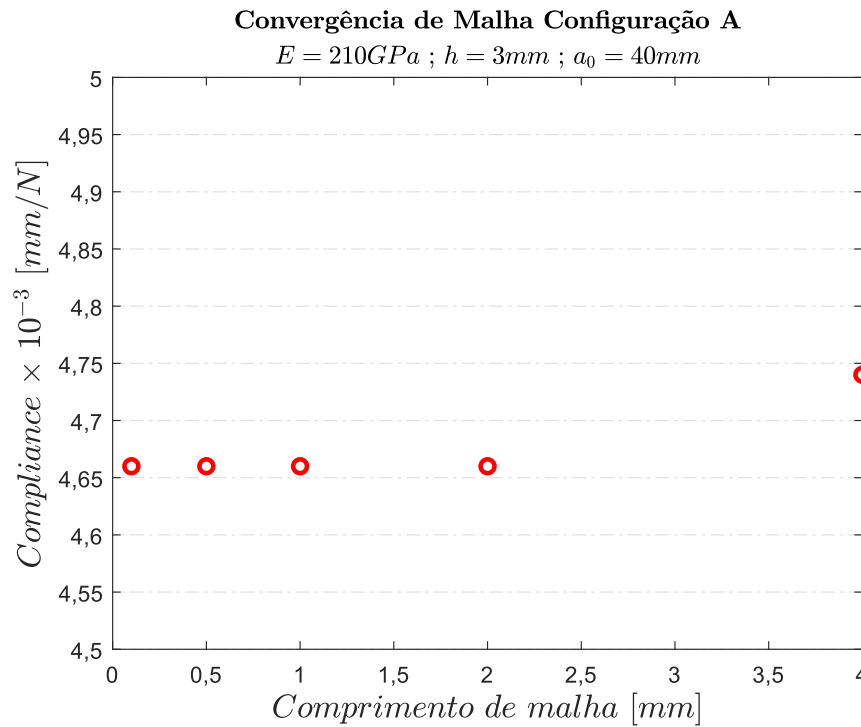
**Figura 10** – Comportamento típico da curva  $C = f(a)$  de um espécime DCB.



Fonte: Elaborado pelo autor

O modelo computacional em elementos finitos (FEM) foi validado comparando-se as previsões numéricas com as curvas experimentais de ensaios DCB encontrados na literatura [57,58]. Para validação foram utilizadas duas configurações distintas de espécimes DCB, no qual as propriedades e dimensões dos aderentes e adesivos estão discretizadas respectivamente nas Tabelas 2 e 3. Assim, para um determinado comprimento de trinca inicial, ou seja, antes da propagação da trinca há uma comparação entre as curvas  $P - \delta$  obtidas através dos ensaios experimentais e pelo modelo FEM. Para melhor confiabilidade do modelo utilizado, foi feito uma análise de convergência de malha, ilustrado pela Fig. 11, no qual foi verificado uma convergência para comprimentos de malha menores do que  $2\text{ mm}$ . Desta maneira, para melhor refinamento, foi definida uma malha de tamanho  $0,5\text{ mm}$ , atribuídas aos aderentes e à camada adesiva.

**Figura 11** – Análise de convergência de malha.

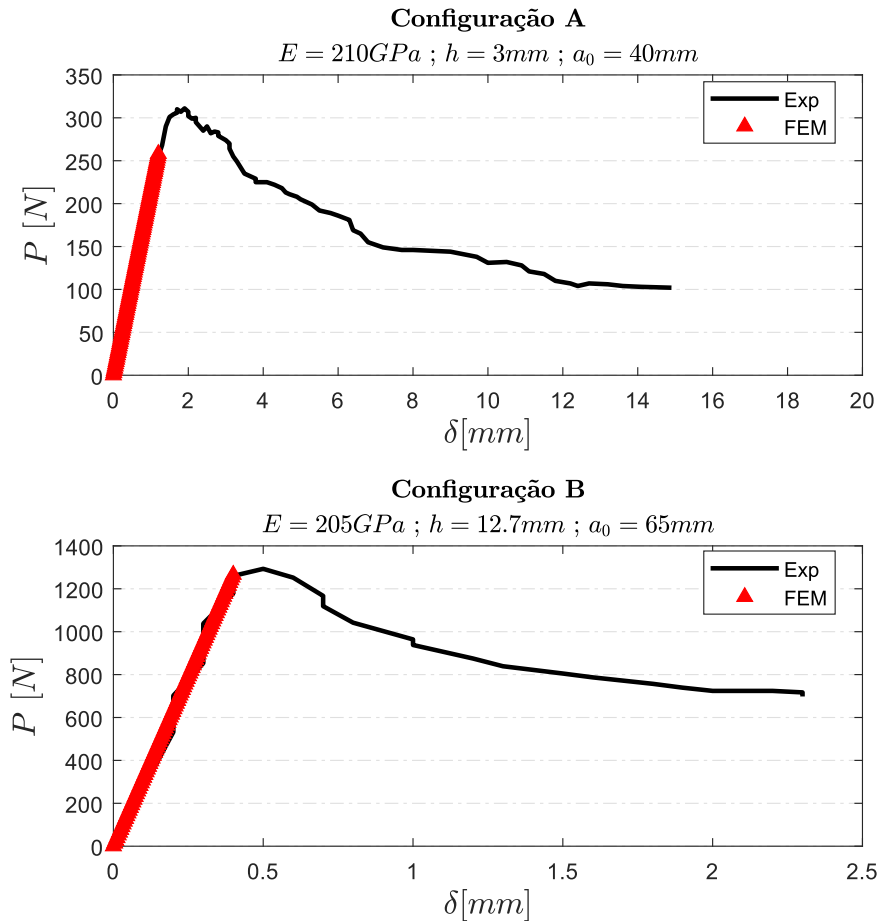


Fonte: Elaborado pelo autor

A Figura 12 ilustra a comparação entre as curvas  $P - \delta$  relativas aos dados experimentais e as previsões numéricas obtidas pelo modelo computacional. Observa-se que as simplificações adotadas pelo modelo 2D resultaram numa boa correlação com o comportamento linear-elástico ocorrido antes da propagação da trinca dos ensaios experimentais, para ambas configurações DCB comparadas. Portanto, pode-se assumir que o *compliance* inicial  $C_0$  obtido pelo modelo FEM será equivalente ao obtido por um ensaio experimental para qualquer comprimento de trinca de interesse das configurações estudadas, possibilitando desta maneira a utilização dos resultados do modelo FEM como

referência para comparação com os resultados previstos pelas metodologias *compliance* normalizadas.

**Figura 12** – Comparação do *compliance* inicial ( $C_0 = \delta/P$ ) entre os ensaios experimentais e o modelo FEM, considerando diferentes configurações de espécime DCB.



Fonte: Elaborado pelo autor

É relevante observar que a abordagem computacional proposta só é válida para configurações de juntas DCB atuando no regime linear elástico, ou seja, com ausência de deformação plástica dos braços do corpo de prova e utilização de adesivos rígidos. Ademais, vale ressaltar que a qualidade das previsões computacionais dependem de propriedades bem definidas dos adesivos e dos aderentes, e podem divergir ligeiramente dos resultados experimentais dependendo do processo de fabricação do DCB e ciclo de cura do adesivo.

**Tabela 2** – Propriedades dos espécimes DCB utilizados para validação do modelo computacional.

Configuração	A	B
Aderente	Ref [57]	Ref [58]
$E[GPa]$	210	205
$L[mm]$	200, 0	192, 7
$B[mm]$	25	25
$h[mm]$	3, 0	12, 7
$a_0[mm]$	40	65

Fonte: Elaborado pelo autor

**Tabela 3** – Propriedades dos Adesivos.

Configuração	A	B
Adesivos	Ref [57]	Ref [58]
$E_a[MPa]$	2000	5870
$t_a[mm]$	0, 4	0, 2

Fonte: Elaborado pelo autor

### 3.6 Análise crítica dos métodos *compliance* normalizados

Teoricamente, os valores de  $G_{Ic}$  mais representativos de uma junta adesiva, serão aqueles obtidos por um método que melhor represente o *compliance* de uma junta colada DCB. Sendo assim, esta seção investiga a precisão dos métodos normalizados em estimar o *compliance* de uma junta DCB, considerando diferentes comprimentos de trinca, bem como a influência da geometria dos corpos de prova e material dos aderentes nos resultados.

#### 3.6.1 Previsão do *Compliance*: Método computacional *versus* Métodos analíticos

A primeira análise foi realizada comparando os valores do *compliance* previstos pelo modelo computacional com aqueles previstos pelos métodos analíticos, ambos utilizando as propriedades do ensaio DCB representado pela configuração A, informado nas Tabs. 2 e 3. Nesta primeira investigação, os valores de comprimento de trinca foram impostos arbitrariamente (não medidos experimentalmente), com valores de comprimento de trinca variando entre 25 e 85mm. Este procedimento permite obter valores do *compliance* sem incertezas na medição da trinca.

A Tabela 4 resume os resultados do *compliance* previstos pelo modelo computacional para a simulação do ensaio DCB de configuração A, em conjunto com os respectivos comprimentos de trinca utilizados no modelo. De maneira análoga, o *compliance* das

expressões analíticas foram obtidos utilizando a mesmas configurações supracitadas, simplesmente através da substituição do valor dos comprimentos de trinca, e das propriedades do espécime DCB em suas respectivas formulações, no qual podem ser visualizadas na Tab. 5. A Tabela 6 resume os coeficientes obtidos pelo ajuste das expressões propostas nos métodos CBT, Berry e MCC, obtidos com base nos resultados do modelo FEM.

**Tabela 4** – *Compliance* obtido pelo modelo computacional para a simulação do ensaio DCB de configuração A

$a[mm]$	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85
$C_{FEM} \times 10^{-3}$	1,31	2,13	3,23	4,65	6,45	8,65	11,3	14,46	18,14	22,41	27,29	32,85	39,09

Fonte: Elaborado pelo autor

**Tabela 5** – Resumo das metodologias *compliance* apresentadas

<b>SBT</b>	<b>SCBT</b>
$C_{SBT} = \frac{2}{3} \frac{a^3}{EI}$	$C_{SCBT} = \frac{8}{EB} \left[ \frac{a^3}{h^3} + \frac{a}{h} \right]$
<b>CBT-A</b>	<b>CBT-B</b>
$C_{CBT-A} = \frac{2}{3EI} (a + \Delta)^3$	$C_{CBT-B} = k_A^3 (a + \Delta)^3$
<b>Berry</b>	<b>MCC</b>
$C_{Berry} = k_B a^n$	$C_{MCC} = \frac{1}{A_1^3} \left( \frac{a}{h} - A_2 \right)^3$

Fonte: Elaborado pelo autor

A Figura 13 ilustra a comparação entre os valores de *compliance* obtidos pelo modelo computacional e os métodos analíticos recomendados pelas normas. Para melhor interpretação, todos os resultados analíticos foram normalizados em termos dos resultados do modelo FEM ( $C/C_{FEM}$ ).

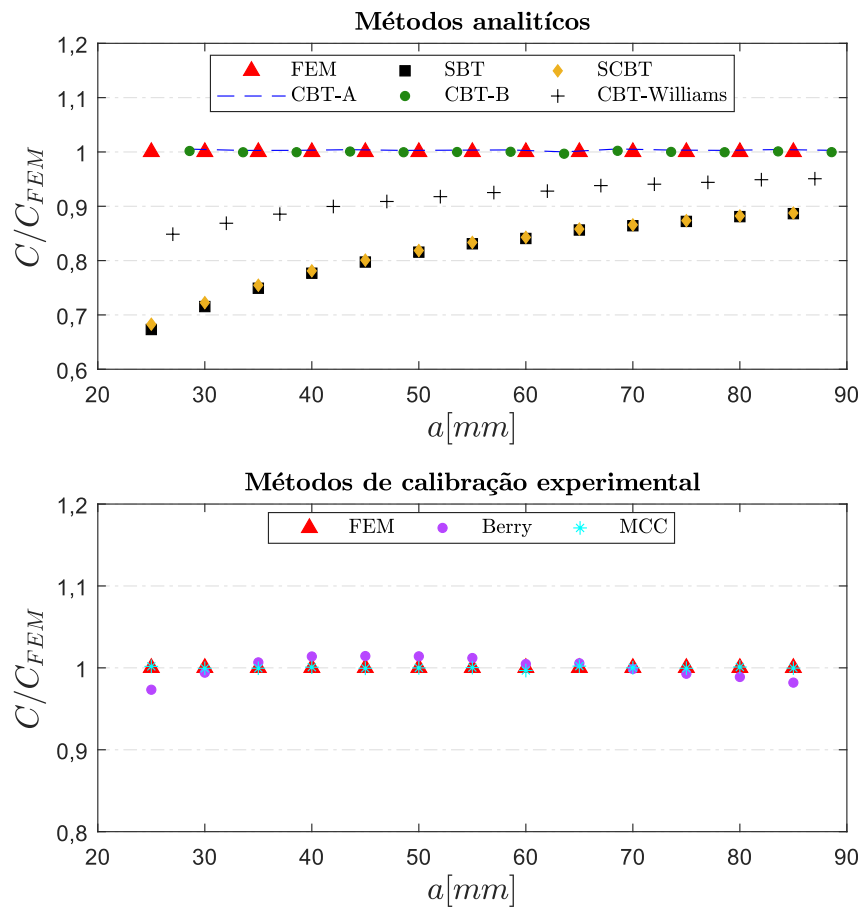


**Tabela 6** – Coeficientes obtidos através do ajustes das expressões propostas pelos métodos de Berry, CBT e MCC, utilizando como base a curva  $C = f(a)$  obtida pelo modelo FEM de configuração A

<i>Compliance</i> Métodos Analíticos	Coeficientes		
CBT	$k_A$	$d_A$	$\Delta[mm]$
	$3,83 \cdot 10^{-3}$	$1,37 \cdot 10^{-2}$	3,59
CBT (Williams)	–	–	2,01
Berry (FEM)	$k_B$	$n$	
	$1,65 \cdot 10^{-7}$	2,78	
MCC (FEM)	$A_1$	$A_2$	
	87,00	-1,19	

Fonte: Elaborado pelo autor

**Figura 13** – Comparação entre os valores de *compliance* obtidos pelo modelo FEM e os métodos normalizados - Configuração A



Fonte: Elaborado pelo autor

Como esperado, o método SBT não foi adequado em prever o *compliance* de uma junta DCB. Na Fig. 13, pode-se observar que, embora a metodologia SBT preveja melhores resultados com a propagação da trinca, ou por outra interpretação, com o aumento do comprimento da viga, as previsões atingem um platô e se estabilizam com um erro, em média, 10% menores do que os resultados previstos pelo modelo FEM. Além disso, a Fig. 13 mostra claramente que as correções propostas pela metodologia SCBT, para incluir efeitos de cisalhamento, não alteram significativamente os valores do *compliance* obtidos pelo método SBT, visto que os dois métodos (SBT e SCBT) produziram resultados muito semelhantes. Considerando a correção no comprimento da trinca proposta pela metodologia CBT, os resultados mostraram que os valores de *compliance* previstos pelas Eqs 3.7 (CBT-A) e 3.14 (CBT-B), estão em excelente concordância com os resultados obtidos pelo modelo FEM, para todos os comprimentos de trinca analisados. De acordo com as Eqs. 3.7 e 3.14, a adição de um fator de correção  $\Delta$  ao comprimento da trinca reduz significativamente os erros atribuídos à metodologia SBT, resultando em um comportamento linear das previsões de *compliance* normalizadas, quando comparadas à curva SBT. Ademais, a Fig. 13 mostra que o fator de correção proposto por Williams [11] também pode reduzir os erros atribuídos ao método SBT, resultando em melhores previsões de *compliance* à medida que a trinca se propaga, e se estabilizando com um erro em torno de 5% dos resultados do modelo FEM. No entanto, para todas as expressões CBT analisadas, a adição de um fator de correção  $\Delta$  desloca a curva CBT no eixo do comprimento da trinca, o que torna o comprimento da trinca  $a_{CBT} = (a + \Delta)$  não representativo do seu respectivo valor de *compliance*. Em outras palavras, o teste de um corpo de prova DCB com comprimento inicial de trinca igual a  $a_{CBT}$  resultará em valores de *compliance* superiores ao previsto pelo modelo FEM.

Em se tratando dos métodos de calibração experimentais (ECC), verificou-se que, embora ambos os métodos tenham mostrado boa concordância com os resultados do modelo FEM, o ajuste proposto pelo método MCC foi que mais se aproximou dos resultados estimados pela simulação computacional.

### 3.6.2 Influência da medição do comprimento de trinca na estimativa do *compliance*

O comprimento da trinca é um dos parâmetros mais difíceis de se medir experimentalmente. Além da obtenção do *compliance*, outro dos requisitos para se obter  $G_I$  é correlacionar o comprimento de trinca à sua respectiva carga aplicada durante os ensaios. Normalmente este procedimento é realizado por inspeção visual, através da observação da propagação da trinca por meio de marcações espaçadas feitas na lateral do corpo de prova [14]. Esta tarefa pode ser executada com o auxílio de câmeras digitais, microscópios móveis ou até técnicas mais recentes, como a técnica digital de correlação de imagens [59]. Entretanto, dificilmente uma medição exata pode ser realizada. Apesar da dificuldade associada ao procedimento de correlacionar à propagação em tempo real da trinca com sua

correspondente curva  $P - \delta$ , a identificação de sua ponta também se torna particularmente subjetiva, pois o crescimento real da trinca em uma estrutura geralmente cria uma nova superfície no espaço, ao invés de uma linha [60–62]. Assim, a trinca pode ser maior do que a observada visualmente nas laterais do corpo de prova. Desta maneira, faz-se necessário investigar a influência das incertezas relacionadas a medição do comprimento de trinca na obtenção do *compliance*.

Para realizar esta investigação foram utilizados os dados obtidos por Fernandes *et al.* [57] de um ensaio experimental de uma junta DCB sob Modo I, com propriedades discretizada nas Tabs. 2 e 3, para a configuração A. A Tabela 7 resume a correlação  $P - \delta - a$ , extraídas do ensaio DCB com comprimentos de trinca medidos experimental ( $a_{exp}$ ) após a propagação da trinca. A Tabela 8 resume os coeficientes obtidos pelo ajuste das expressões propostas nos métodos CBT, Berry e MCC, obtidos com base nos resultados experimentais da Tab. 7.

**Tabela 7** – Resultados do *compliance* experimental obtidos após a propagação da trinca de um ensaio DCB em modo I - Configuração A

$\delta[mm]$	$P[N]$	$C_{exp} \cdot 10^{-3}[mm/N]$	$a_{exp}[mm]$
2,1	299	6,85	42,6
2,2	299	7,29	44,3
2,2	294	7,59	45
2,4	286	8,23	46,1
2,5	288	8,62	47,1
2,5	288	8,86	47,8
2,6	284	9,21	48,5
2,7	284	9,51	50,3
2,9	277	10,33	51
2,9	276	10,56	52,4
3,1	266	11,69	54,1
3,2	255	12,45	55,2
3,3	246	13,29	55,9
3,4	239	14,11	58
3,5	236	14,74	59,7
3,6	234	15,23	61,1
3,7	230	16,19	63,6
3,9	225	17,26	63,9
4,2	225	18,54	66

Fonte: Fernandes *et al.* [57]

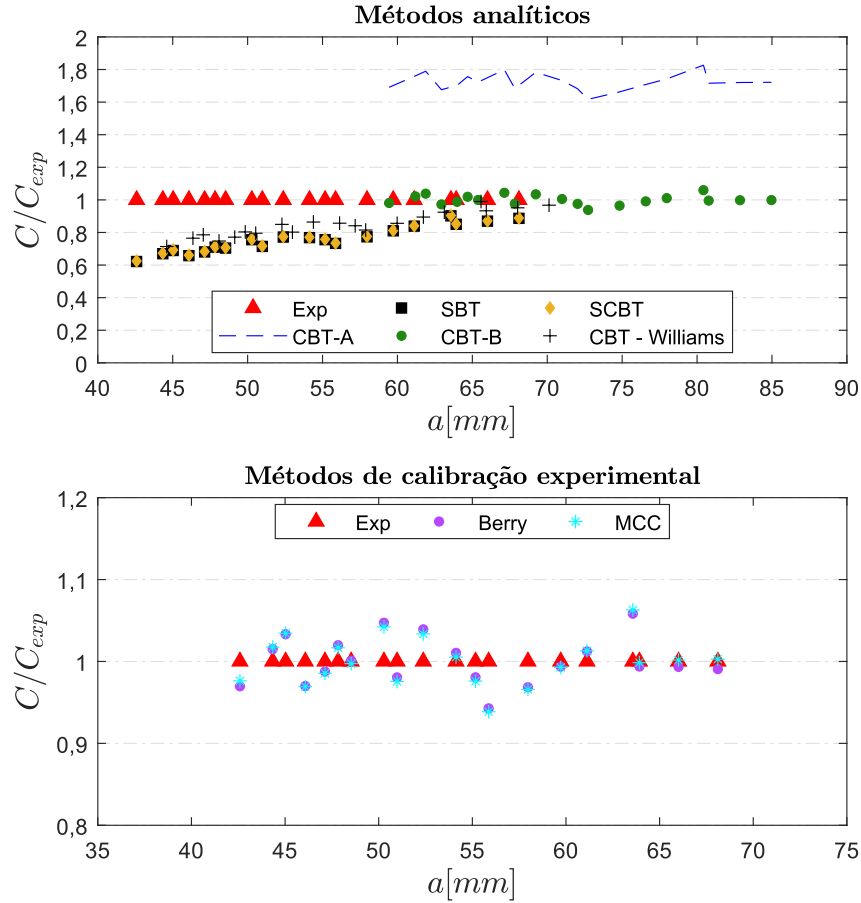
**Tabela 8** – Coeficientes obtidos através do ajustes das expressões propostas pelos métodos de Berry, CBT e MCC, para o resultados experimentais de um ensaio DCB - Configuração A.

Compliance Métodos Analítico	Coeficientes		
CBT	$k_A$	$d_A$	$\Delta[mm]$
	$3,2 \cdot 10^{-3}$	$5,37 \cdot 10^{-2}$	16,78
CBT (Williams)	–	–	2,01
Berry	$k_1$	$n$	
	$1,24 \cdot 10^{-6}$	2,30	
MCC (FEM)	$A_1$	$A_2$	
	103,34	–5,42	

Fonte: Elaborado pelo autor

Complementarmente, a Fig. 14 ilustra a comparação entre os valores do *compliance* obtidos pelo ensaio experimental e os resultados previstos pelos métodos analíticos normalizados. Novamente, para melhor interpretação dos resultados, os valores previstos através dos modelos analíticos foram normalizados em termos do *compliance* experimental obtidos durante o ensaio ( $C/C_{exp}$ ).

**Figura 14** – Comparação entre *compliance* estimados pelos métodos normalizados e ensaio experimental - Configuração A



Fonte: Elaborado pelo autor

Observa-se na Fig. 14 que as incertezas introduzidas durante a medição do comprimento de trinca introduzem uma oscilação geral nos resultados *compliance* normalizados. Observa-se também que o método CBT foi o mais afetado em questão ao cálculo do fator de correção do comprimento de trinca  $\Delta$ . Conforme informado na Tab. 8, obtêm-se agora um valor de correção  $\Delta = 16,78 \text{ mm}$  ao utilizar os valores medidos de trinca durante o ensaio, em contraste com  $\Delta = 3,59 \text{ mm}$  e  $2,01 \text{ mm}$  ao comparar os valores obtidos respectivamente através do modelo computacional e do método de Williams. Como consequência, o grande fator de correção obtido aumenta os valores do *compliance* estimados pela Eq. 3.7 (CBT-A), resultando em previsões, em média, 72% superiores aos valores experimentais. Portanto, o deslocamento da curva CBT no eixo do comprimento da trinca se torna mais acentuado, produzindo comprimentos de trinca menos consistentes ( $a_{CBT}$ ) em relação ao seu respectivo valor de *compliance*. Vale ressaltar que o método proposto por Williams é dependente apenas das propriedades elásticas do aderente, e portanto, não é afetado pela

medição do comprimento de trinca.

Em relação aos resultados previstos pelos métodos de calibração experimental, observa-se na Fig. 14 que os valores de *compliance* previstos pelas expressões dos métodos de Berry e MCC se mostraram em razoável concordância em relação aos resultados experimentais. No entanto, as incertezas geradas na medição do comprimento da trinca dificultam uma análise crítica entre os dois métodos, visto que seus comportamentos são similares.

### 3.6.3 Influência da medição do comprimento de trinca na obtenção de $G_{Ic}$

Uma vez que a avaliação de  $G_I$  é dependente de  $dC/da = f(a)$ , a utilização de um comprimento de trinca incorreto poderá induzir a erros nos valores calculados de  $G_{Ic}$ . Portanto, se os valores de  $a$  não forem consistentes com seu respectivo *compliance* experimental, conseqüentemente, seu respectivo valor de  $G_{Ic}$  avaliado poderá não ser também representativo do adesivo em análise. Desta maneira, a fim de investigar a influência das incertezas introduzidas na medição experimental do comprimento da trinca em  $G_I$ , a taxa de liberação de energia de deformação foi avaliada para o teste DCB de configuração A utilizando os dados experimentais discretizados nas Tabs. 2 e 3, para as diferentes metodologias *compliance* normatizadas. De acordo com a equação de Irwin-Kies, a taxa de liberação de energia de deformação pode ser calculada para qualquer metodologia *compliance* por:

$$G_I = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da} \quad (3.21)$$

Numa primeira análise, os valores de  $G_{Ic}$  para os diferente métodos foram obtidos diretamente pelas formulações recomendadas pelas normas, sendo:

**SCBT:**

$$G_{I:SCBT} = \frac{4P^2}{EB^2h^3} (3a^2 + h^2) \quad (3.22)$$

**CBT:**

$$G_{I:CBT-B} = \frac{3P\delta}{2B(a + \Delta)} \quad (3.23)$$

no qual  $\Delta$  é o obtido através da curva  $C^{1/3}$  versus  $a$ .

**Berry:**

$$G_{I:Berry} = \frac{nP\delta}{2Ba} \quad (3.24)$$

**MCC:**

$$G_{I:MCC} = \frac{3P^2 C^{2/3}}{2A_1 B h} \quad (3.25)$$

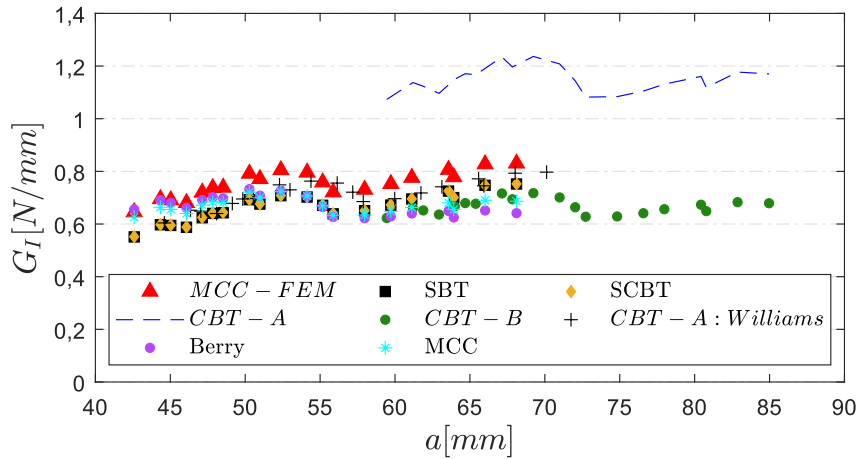
Para fins de comparação,  $G_{Ic}$  também foi avaliado através da expressão MCC ajustada com base nos resultados do modelo FEM, devido a ser um dos métodos que melhor se ajustou à curva  $C = f(a)$  para o modelo computacional. No qual:  $A_1 = 87,00$  conforme definido na Tab. 4. Ademais, percebe-se que  $G_{I:CBT-B}$  obtido pela Eq. 3.23 (CBT) é independente das propriedades elásticas do aderente, desta maneira,  $G_{Ic}$  foi obtido também através da diferenciação ( $dC/da$ ) para a metodologia CBT-A (Eq. 3.7), resultando na seguinte expressão:

$$G_{I:CBT-A} = \frac{P^2}{2B} \frac{2}{EI} (a + \Delta)^2 \quad (3.26)$$

Por fim, visto que existem, até então, duas maneiras de se obter  $\Delta$ , faz-se necessário, por fins de comparação obter também  $G_{I:CBT-A}$  (Eq. 3.26) calculado com o fator de Williams.

A Figura 15 ilustra a variação da curva de taxa de liberação de energia de deformação *versus* comprimento de trinca, referida também como curva de resistência (ou Curva-R), obtidos para o ensaio DCB de configuração A. De acordo com [12], existem três pontos que podem ser escolhidos na curva  $P$  *vs.*  $\delta$  experimental para indicar o início da propagação da trinca e, assim, obter um valor representativo de  $G_{Ic}$ , sendo o primeiro, o início da não linearidade da curva (NL), o segundo, determinado visualmente através do operador (VS) e, por último, determinado pela carga máxima ( $P_c$ ) obtida antes da propagação da trinca, ou a carga relativa à uma redução de 5% da compliance original do sistema (Max5%). Após a iniciação do processo de fratura, a trinca poderá propagar de maneira estável ou instável, atingindo ou não um patamar na curva de resistência R, de acordo com a estabilidade de propagação da trinca [33]. Quando não for possível estabelecer um valor médio de  $G_{Ic}$  através da curva R, é comum a escolha da carga relativa ao ponto Máx5% como referência de energia de resistência à fratura, visto que este tende ser o mais conservador. Para o ensaio em análise,  $G_{Ic}$  foi obtido através da curva-R, no qual a Tab. 9 informa a comparação entre os valores médios de  $G_{Ic}$  obtidos pelas diferentes metodologias.

**Figura 15** – Comparação entre as curvas de resistência (Curva-R) obtidas por metodologias *compliance* distintas.



Fonte: Elaborado pelo autor

**Tabela 9** – Valores médios de  $G_{Ic}$  [N/mm] obtidos por metodologias *compliance* distintas.

MCC	SBT	CBT-A	CBT-B	CBT-A	MCC
FEM	Shear Corrected	Eq. 3.26	Eq. 3.23	Williams	Berry
Exp					
0,77	0,66	1,15	0,67	0,71	0,67

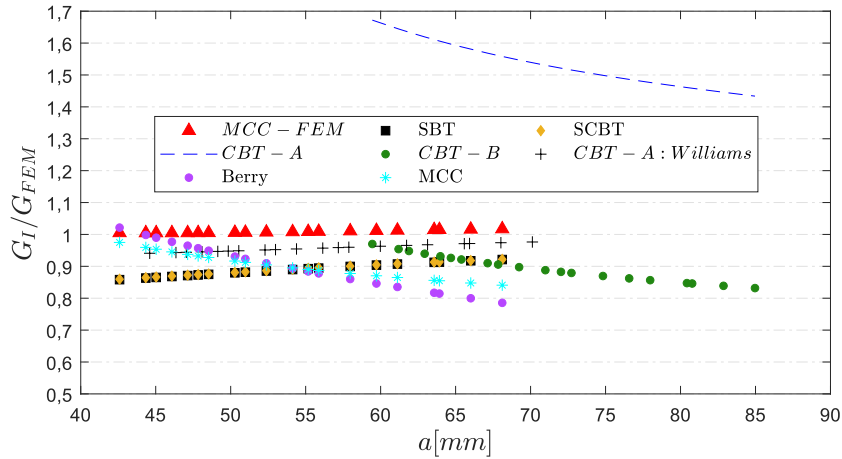
Fonte: Elaborado pelo autor

Observa-se na Tab. 9 que incertezas introduzidas na medição do comprimento da trinca subestimam os valores de  $G_{Ic}$  obtidos pelos métodos normalizados, resultando em valores médios em cerca, 13% menores do que  $G_{Ic}$  calculado pelo método MCC obtido através do modelo computacional. Tais diferenças são específicas deste ensaio em particular, e podem variar para mais ou para menos de acordo com a precisão do comprimento de trinca medido.

Esperava-se que a solução da taxa de liberação de energia obtida pelas teorias SBT e SCBT resultassem nos menores valores de  $G_{Ic}$ . No entanto, os resultados foram similares aos obtidos pelos métodos de calibração experimental. Este fato pode ser melhor interpretado através da normalização da curva R pelos valores de  $G_I$  ( $MCC - FEM$ ), ilustrada pela Fig. 16. Analisando as curvas obtidas pelos métodos SBT, Berry e MCC-Exp, observa-se que, para este ensaio DCB em particular, a curva  $G_I$  obtida pelo método SBT tende a crescer com a propagação da trinca, enquanto as curvas ECC tendem a diminuir, resultando assim em valores médios de  $G_{Ic}$  semelhantes, mesmo utilizando diferentes metodologias *compliance*.



**Figura 16** – Normalização da curva R pelos valores de  $G_I$  avaliados pelo método MCC obtido através do modelo computacional.



Fonte: Elaborado pelo autor

Em contraste com os demais métodos, o método CBT-A, que usa a Eq. 3.7 para calcular a taxa de liberação de energia de deformação, resultou em valores de  $G_I$  elevados quando comparados aos obtidos pelos métodos normalizados. Os resultados demonstram que o método CBT-A superestima a taxa de liberação de energia de deformação crítica, resultando num valor, em média, 50% superior à  $G_{Ic}$  obtido através do modelo computacional, e 70% superior aos demais métodos. Por outro lado, uma vez que o método CBT-B, que utiliza a Eq. 3.14, é intrinsecamente um método de calibração experimental, observa-se que o valor de  $G_{Ic}$  determinado através desta equação é similar aos obtidos pelos outros métodos de calibração experimental. Desta maneira, observa-se que a utilização de uma abordagem distinta à recomendada pela norma, para o cálculo de  $G_{Ic}$  pelo método CBT, geram resultados conflitantes. Visto que as equações 3.7 e 3.14 são similares, há de se esperar que os valores de  $G_{Ic}$  obtido por tais equações resultassem também em valores similares, entretanto, não é o ocorrido, sendo necessária desta maneira uma investigação aprofundada desta metodologia

### 3.7 Análise crítica de $dC/da$

Para um determinado teste DCB, ao avaliar  $G_I$ , pode-se observar a partir da Eq. (3.21):

$$G_I = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da}$$

que os valores de  $P$  e  $B$  serão os mesmos para qualquer método *compliance* aplicado. Portanto, a diferença nos valores de  $G_I$  obtidos por diferentes métodos dependerá

exclusivamente de  $dC/da$ . Conforme ilustrado na Fig. 14, o uso das Eq. 3.7 (CBT-A) ou 3.14 (CBT-B) para avaliar o *compliance* de uma viga DCB resultará em valores de *compliance* distintos quando introduzidas incertezas na medição do comprimento de trinca e, conseqüentemente, valores de  $G_{Ic}$  diferentes para o mesmo método. No entanto, para evitar resultados conflitantes entre as duas abordagens, as normas por fim recomendam a utilização do *compliance* experimental diretamente na equação de Irwin-Kies para avaliar  $G_{Ic}$ , o que não é diretamente intuitivo.

Com base na Eq. (3.7), uma solução direta para se obter  $dC/da$  usando a expressão CBT-A é dada por:

$$\left. \frac{dC}{da} \right|_{CBT-A} = \frac{2}{EI}(a + \Delta)^2 \quad (3.27)$$

Ou, com base na Eq. (3.14), também é possível obter para a metodologia CBT-B:

$$\left. \frac{dC}{da} \right|_{CBT-B} = 3k_A^3(a + \Delta)^2 \quad (3.28)$$

No entanto, uma vez que a Eq. 3.27 utiliza as propriedades elásticas da viga, e a Eq. 3.28 utiliza a constante  $k_A$ , os respectivos valores  $dC/da$  serão diferentes para as Eqs. 3.27 e 3.28 ao utilizar valores de  $k_A$  obtidos experimentalmente. Assim, a expressão recomendada nas normas para avaliar  $dC/da$  para o método CBT é baseada em um rearranjo das Eqs. 3.7 ou 3.14, a fim de se obter uma expressão equivalente para  $dC/da$  (Eq. 3.27), conforme a seguinte demonstração:

Reescrevendo a Eq. (3.7) tem-se a seguinte expressão equivalente para  $dC/da$ :

$$\frac{3C}{(a + \Delta)} = \frac{2}{EI}(a + \Delta)^2 \equiv \left. \frac{dC}{da} \right|_{CBT-A} \quad (3.29)$$

De maneira análoga, reescrevendo a Eq. (3.14), obtém-se:

$$C = k_A^3(a + \Delta)^3 = \frac{3}{3}k_A^3(a + \Delta)^3 \quad (3.30)$$

Portanto, existe outra expressão equivalente para  $dC/da$  (Eq. 3.28), obtida para a mesma metodologia :

$$\frac{3C}{(a + \Delta)} = 3k_A(a + \Delta)^2 \equiv \left. \frac{dC}{da} \right|_{CBT-B} \quad (3.31)$$

Como os termos centrais das Eqs. 3.29 e 3.31 resultam em valores distintos, a única solução conveniente é utilizar os termos localizados à esquerda, que utilizam os valores do *compliance* experimental para calcular  $G_I$ , resultando assim, numa expressão

independente das propriedades elásticas do aderente. Por fim, visto que a manipulação das Eqs. 3.7 ou 3.14 não desrespeita nenhuma regra matemática, esta abordagem pode ser utilizada para se avaliar  $G_I$ , resultando assim na expressão recomendada pelas normas para a metodologia CBT:

$$G_I = \frac{P^2}{2B} \frac{3C}{(a + \Delta)} = \frac{3P\delta}{2B(a + \Delta)} \quad (3.32)$$

### 3.7.1 Dependência de $dC/da$ em função dos parâmetros de ensaio

De acordo com o exposto, percebe-se que a alteração da dependência dos parâmetros pertencentes à  $dC/da$  levanta o questionamento de qual seria o valor de  $dC/da$  representativo da junta adesiva, visto que, em tese, as três expressões  $dC/da$  analisadas são válidas (Eq. 3.27, 3.28 e 3.29). Para melhor interpretação deste acontecimento, uma investigação foi realizada através da comparação entre  $G_I$  obtido para a mesma metodologia *compliance*, com a diferença da alteração de sua dependência em função dos parâmetros  $P, \delta$  e  $a$ .

Utilizando a metodologia SBT como exemplo, têm-se que:

$$C_{SBT} = \frac{\delta}{P} = ka^3 \quad (3.33)$$

No qual, a Eq. 3.33 também pode ser representada nas seguintes variações:

$$a = \left( \frac{\delta}{Pk} \right)^{1/3} \quad (3.34)$$

$$\frac{3\delta}{Pa} = 3ka^2 \quad (3.35)$$

$$P = \frac{\delta}{ka^3} \quad (3.36)$$

Conseqüentemente, a partir da derivação da Eq. 3.33 é possível alterar a dependência de  $dC/da$  em função dos parâmetros  $P, \delta$  e  $a$ , resultando assim em três variações distintas de  $dC/da$  para a metodologia SBT:

1. Através da derivação direta da Eq. 3.33 obtêm-se:

$$dC/da = f(a) \quad \frac{dC}{da} = 3ka^2 \quad (3.37)$$

2. Substituindo (3.34) em (3.37) obtêm-se:

$$dC/da = f(\delta, P)$$

$$\frac{dC}{da} = 3k \left( \frac{\delta}{Pk} \right)^{2/3} \quad (3.38)$$

3. Substituindo (3.35) em (3.37) obtêm-se:

$$dC/da = f(\delta, P, a)$$

$$\frac{dC}{da} = \frac{3\delta}{Pa} \quad (3.39)$$

Que por sua vez, resultam em quatro abordagens distintas para se avaliar  $G_I$  através da metodologia SBT:

1.  $G_I$  avaliado através da Eq. 3.37

$$G_I = f(P, a)$$

$$G_I = \frac{3kP^2a^2}{2B} \quad (3.40)$$

2.  $G_I$  avaliado através da Eq. 3.38

$$G_I = f(\delta, P)$$

$$G_I = \frac{3kP^2}{2B} \left( \frac{\delta}{Pk} \right)^{2/3} \quad (3.41)$$

3.  $G_I$  avaliado através da Eq. 3.39

$$G_I = f(\delta, P, a)$$

$$G_I = \frac{3\delta P}{2Ba} \quad (3.42)$$

4. Substituindo (3.36) em (3.40) obtêm-se:

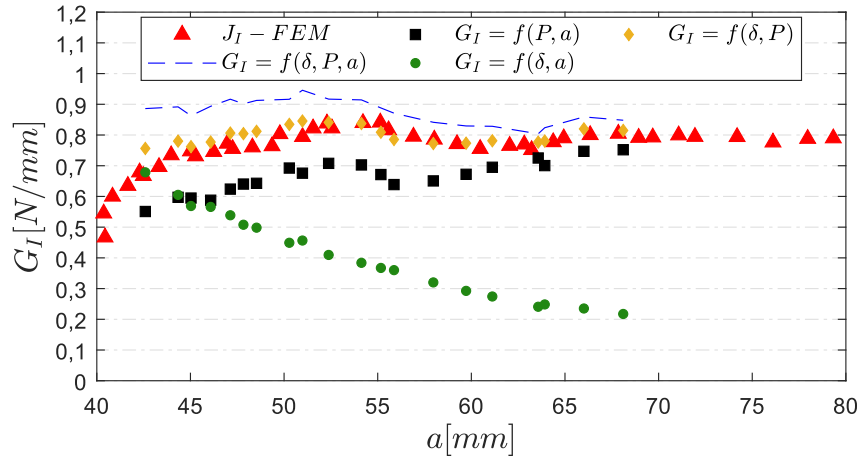
$$G_I = f(\delta, a)$$

$$G_I = \frac{3\delta}{2Bka^4} \quad (3.43)$$

A Figura 17 ilustra a comparação entre os valores de  $G_I$  obtido pelas diferentes abordagens, utilizando-se da metodologia SBT para o ensaio experimental de configuração A. Para melhor interpretação dos resultados, a taxa de liberação de energia de deformação foi também avaliada através da integral-J ( $J_I$ ), obtida diretamente através do modelo computacional (FEM) simulado para as mesmas configurações de ensaio. Desta maneira, pode ser obtido um valor de referência independente das alterações nos equacionamentos de  $G_I$ . Observa-se através da Fig. 17, que a abordagem que mais se aproximou dos valores de  $J_I$  foi àquela dependente somente dos parâmetros  $P$  e  $\delta$ , ou seja, independente do comprimento de trinca medido experimentalmente. Em contraste, é notável que a abordagem 4, no qual é função do comprimento de trinca experimental elevado à quarta potência, foi a que mais se distanciou dos valores de referência ( $J_I$ ). Este fato pode ser atribuído às incertezas introduzidas no comprimento de trinca, que são também amplificadas à quarta potência.

Desta maneira, visto que os parâmetros  $P$  e  $\delta$  podem ser obtidos diretamente através da máquina de ensaios, pode-se concluir que uma abordagem independente do comprimento de trinca vem a ser a mais recomendada para a obtenção de  $G_I$  de uma junta DCB.

**Figura 17** – Comparação da obtenção de  $G_I$  por diferentes abordagens através da metodologia SBT - Configuração A.



Fonte: Elaborado pelo autor

### 3.8 Análise crítica da teoria corrigida das vigas (CBT)

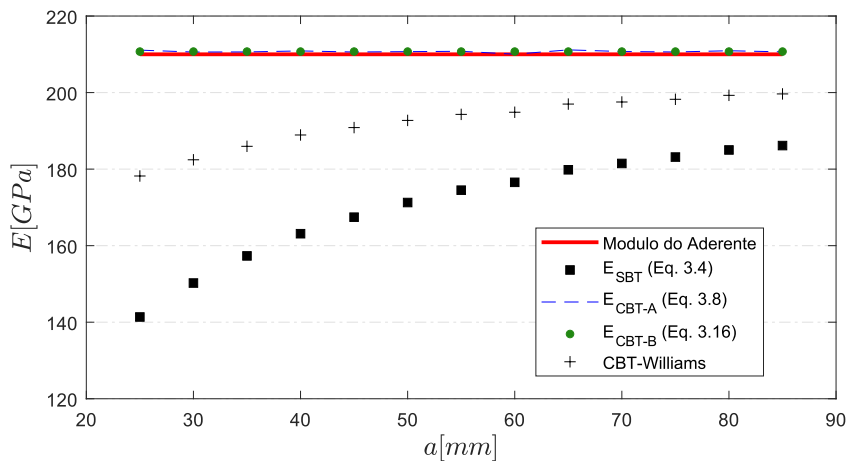
Várias observações podem ser feitas sobre a teoria de vigas corrigida. Em primeiro lugar, como comentado anteriormente, a introdução de um comprimento de trinca "artificial" ( $\Delta$ ) resultará frequentemente em um módulo equivalente com valor superior ao módulo de elasticidade medido experimentalmente, quando o mesmo é obtido a partir da Eq. 3.7 (CBT-A). Este é um procedimento comum de ser realizado para se obter o módulo longitudinal equivalente do aderente, quando esta propriedade é desconhecida, particularmente em aderentes compósitos. Em segundo lugar, adicionar um fator de correção  $\Delta$  ao comprimento de trinca medido experimentalmente, resultará em um comprimento de trinca muito maior do que o observado visualmente, o que não pode ser justificado exclusivamente pela presença de efeitos de rotação na raiz da trinca, bem como pela presença de zona de fratura existente na ponta da trinca [30], principalmente na utilização de adesivos rígidos. Embora a ISO 25217 [14] alerte que o módulo de elasticidade obtido pela Eq. 3.7 não deve ser considerado como o módulo da viga, a diferença significativa entre: os módulos ( $E_{CBT} \gg E_{aderente}$ ); os comprimentos de trinca ( $a_{CBT} \gg a_{exp}$ ); e os valores conflitantes de  $G_{Ic}$ , indicam que a metodologia CBT deve ser analisada criticamente para melhor compreensão destes fenômenos.

### 3.8.1 Análise crítica do módulo de elasticidade equivalente

Como descrito no Cap. 3.3, de acordo com a metodologia CBT, ambas as Eqs. 3.8 ( $E_{CBT-A}$ ) e 3.16 ( $E_{CBT-B}$ ) podem ser utilizadas para se obter o módulo de elasticidade equivalente do aderente a partir das expressões analíticas. No entanto, a Eq. 3.8 baseia-se na solução analítica da teoria simples de vigas, no qual  $E_{CBT-A}$  é obtido com base nas propriedades mecânicas e geométricas do aderente, enquanto a Eq. 3.16 utiliza-se da constante ( $k_A$ ) obtida pela curva de calibração experimental de um ensaio DCB. De acordo com a norma ISO 25217, é relevante observar que a Eq. 3.8 é utilizada para verificação do módulo de elasticidade relativo à cada comprimento medido de trinca, visto que se deve obter um valor constante, ou seja, independente do comprimento de trinca [14] (máximo  $\pm 10\%$  de variação do valor médio). Por outro lado, a Eq. 3.16 resulta diretamente no valor médio de  $E_{CBT-B}$ , obtido através da inclinação da curva de mínimos quadrados ( $k_A$ ).

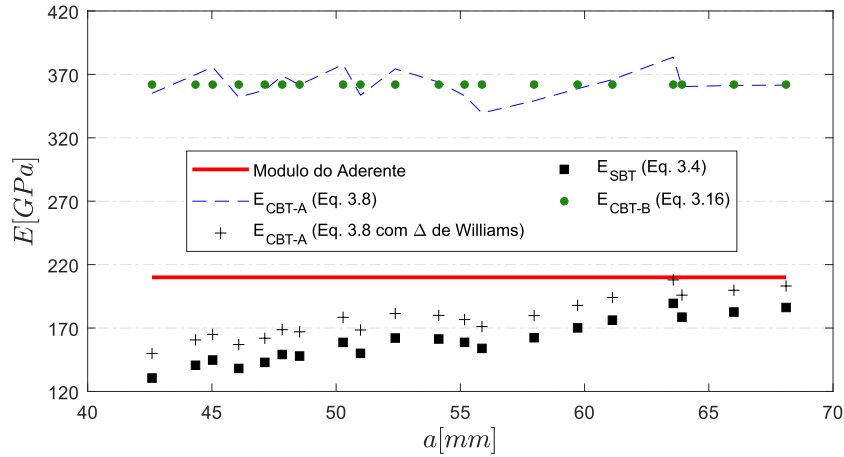
As Figuras. 18 e 19 ilustram a comparação entre as previsões analíticas, para obtenção do módulo de elasticidade equivalente, determinados a partir da metodologia CBT (Eqs. 3.8 e 3.16), utilizando respectivamente os resultados do modelo FEM e do ensaio experimental (Config. A), juntamente com seus respectivos comprimentos de trinca. Para fins de comparação, o módulo de elasticidade equivalente também foi avaliado através da expressão  $E_{SBT}$  (Eq. 3.4), e para os dois valores de  $\Delta$  em  $E_{CBT-A}$  (Eq. 3.8).

**Figura 18** – Módulo de elasticidade equivalente, obtidos com base nos resultados do modelo FEM - Configuração A



Fonte: Elaborado pelo autor

**Figura 19** – Módulo de elasticidade equivalente, obtidos com base nos resultados experimentais - Configuração A



Fonte: Elaborado pelo autor

Conforme ilustrado na Fig. 18, ambos os módulos de elasticidade previstos a partir das abordagens  $E_{CBT-A}$  e  $E_{CBT-B}$  estão em excelente concordância com o módulo elástico do aderente ao utilizar o comprimento de trinca sem incertezas em sua medição. Por outro lado, observa-se na Fig. 19 que a avaliação do módulo através dos comprimentos de trinca medidos experimentalmente resultam em um módulo equivalente muito maior ( $E \approx 370GPa$ ) quando comparado com o módulo medido da viga ( $E = 210GPa$ ). Portanto, a obtenção dos maiores valores de módulo de elasticidade só podem ser atribuídos aos coeficientes  $k_A$  e  $d_A$  obtidos a partir dos dados experimentais. Visto que  $\Delta = d_A/k_A$ , a obtenção do fator de correção  $\Delta$  diretamente da calibração experimental da curva  $C^{1/3}$  versus  $a$  torna seu valor suscetível à influência das incertezas existentes na medição do comprimento de trinca. Observa-se que ambas as Eqs. 3.8 ( $E_{CBT-A}$ ) e 3.16 ( $E_{CBT-B}$ ) compartilham o mesmo coeficiente  $k_A$  (na Eq. 3.8  $k_A$  está intrinsecamente em  $\Delta$ ), portanto, a utilização de  $k_A$  obtido através da curva experimental para avaliar o módulo de elasticidade equivalente, seja pela Eq. 3.8 ou 3.16, geralmente resultará em valores arbitrários de  $E_{CBT}$ , justificando o motivo deles serem geralmente maiores do que o próprio módulo de elasticidade da viga, medido separadamente em ensaios de tração, ou de flexão três pontos.

Complementarmente, a obtenção de valores inconsistentes de módulo de elasticidade também é frequentemente atribuída à interferência do *compliance* da máquina de ensaios [15], e procedimentos de correção são propostos na norma ISO [14]. Este efeito está ausente no modelo FEM, e sua existência também pode contribuir para obtenção de grandes valores de  $\Delta$ . Por fim, nota-se que, para a análise experimental, a utilização do fator de correção  $\Delta$  proposto por Williams resulta em melhores previsões de  $E_{CBT-A}$  ao compará-lo com  $\Delta$  obtido pelo método gráfico, entretanto, observa-se que a avaliação do módulo de

elasticidade através da Eq. 3.4 ( $E_{SBT}$ ) ou por  $\Delta$  de Williams não é recomendado, visto que ambos são dependentes do comprimento da trinca.

Outra evidência que pode ter contribuído para discussão no meio acadêmico, da obtenção de valores inconsistentes de módulos de elasticidade representativos do material, pode ser atribuída à norma ASTM D5528, que, desde a sua versão original na década de 90, recomendou a verificação do módulo de elasticidade pelo método CBT como sendo:

$$E_{ASTM} = \frac{64(a + \Delta)^3 P}{\delta B h^3} \quad (3.44)$$

Entretanto, a expressão recomendada pela ISO 25217 [14] para  $E_{CBT}$  é expressa na forma:

$$E_{CBT} = \frac{2(a + \Delta)^3}{3CI} = \frac{8(a + \Delta)^3 P}{\delta B h^3} \quad (3.45)$$

Esta diferença ocorre, pois na norma ASTM a nomenclatura da espessura total do espécime DCB é denominada  $h$ , e, na norma ISO,  $h$  é a espessura de um braço do espécime DCB. A não observação deste detalhe resultará em valores de módulo ainda maiores, caso  $E$  seja calculado pela recomendação da norma ASTM. No entanto, recentemente a nova versão da ASTM D5528M-21 [53] alterou este método, retirando a recomendação do cálculo do módulo de elasticidade pelo método CBT, bem como a recomendação de se utilizar o método CBT como um método principal para obtenção de  $G_{Ic}$ .

### 3.8.2 Análise crítica do fator de correção $\Delta$

Como demonstrado no Cap. 3.8, embora a Eq. 3.7 ( $CBT - A$ ) seja uma boa representação da expressão do *compliance* de uma junta DCB, sua exatidão dependerá da abordagem utilizada para se obter  $\Delta$ . Para melhor compreensão do fator de correção  $\Delta$ , pode-se expandir a expressão recomendada pela metodologia CBT-A, reescrevendo a Eq. 3.7 na forma:

Eq. 3.7: Contraída

$$C_{CBT-A} = \frac{2}{3EI}(a + \Delta)^3$$

Eq. 3.7: Expandida

$$C_{CBT-A} = \frac{2}{3EI} \left[ 1 + 3\frac{1}{\lambda a} + 3\left(\frac{1}{\lambda a}\right)^2 + \left(\frac{1}{\lambda a}\right)^3 \right] \quad (3.46)$$

No qual  $\lambda$  pode ser interpretado como uma constante obtida pela seguinte expressão:



$$\lambda = \frac{1}{\Delta} \quad (3.47)$$

Observa-se que a expressão obtida (Eq. 3.46) é semelhante à solução analítica de uma viga suportada por uma fundação elástica [11, 16]. Nesta metodologia,  $\Delta$  representa os parâmetros de rigidez da fundação, que podem ser estimados analiticamente, como feito por exemplo no método de Williams, e sua formulação pode abranger não apenas as propriedades dos aderentes, mas também as propriedades do adesivo [18].

Sendo assim, percebe-se que a interpretação de  $\Delta$  se torna mais complexa do que uma simples correção para o comprimento de trinca, devendo-se evitar o seu cálculo através da curva  $C^{1/3}$  vs.  $a$ , visto que esta metodologia é suscetível a erros de medição da trinca.

### 3.9 Conclusões parciais

Neste capítulo, uma análise crítica foi realizada para investigar as limitações dos métodos normatizados na previsão dos valores do *compliance* de juntas DCB, considerando diferentes comprimentos de trincas. Além disso, foi realizada também uma investigação dos métodos normatizados em obter a taxa de liberação de energia de deformação de juntas DCB sob carregamento em Modo I.

Utilizando um modelo computacional como referência, os resultados mostraram que a correção da teoria das vigas, recomendada pela norma ASTM D3433, para considerar efeitos de cisalhamento transversal (SCBT) não foi adequada em prever o *compliance* de juntas DCB.

A análise crítica mostrou que a abordagem recomendada pela metodologia CBT para se obter  $\Delta$  utilizando a curva  $C^{1/3}$  versus  $a$  experimental, pode resultar em grandes valores de  $\Delta$  na presença de incertezas nos valores do comprimento de trinca. Conseqüentemente, os valores previstos do *compliance* são afetados, resultando na previsão incorreta de  $G_{Ic}$  e do módulo elástico da viga recalculado pela metodologia CBT. Como demonstrado, a interpretação de  $\Delta$  é mais complexa do que apenas uma correção para o comprimento da trinca, portanto, recomenda-se evitar obter  $\Delta$  através da curva  $C^{1/3}$  vs  $a$  e sua obtenção deve ser, quando possível, estimada analiticamente.

Valores de  $G_{Ic}$  mais confiáveis foram obtidos através de abordagem independentes da medição do comprimento de trinca, seja pelo método da integral J, ou pela metodologia CBT-A, quando  $\Delta$  foi obtido através de uma expressão analítica pelo método de Williams ou pelo modelo computacional. Entretanto, as metodologias recomendadas pelas normas são dependentes da medição do comprimento de trinca durante o ensaio, conseqüentemente, a existência de incertezas inerentes do processo de medição do comprimento de trinca podem resultar na obtenção de valores de  $G_{Ic}$  não representativos do adesivo ensaiado. Desta maneira, verifica-se que para obtenção de valores de  $G_{Ic}$  mais confiáveis, faz-se

necessária a existência de uma metodologia alternativa para obtenção do comprimento de trinca.

## 4 INVESTIGAÇÃO DAS METODOLOGIAS DE TRINCA EQUIVALENTE PARA OBTENÇÃO DE $G_{Ic}$

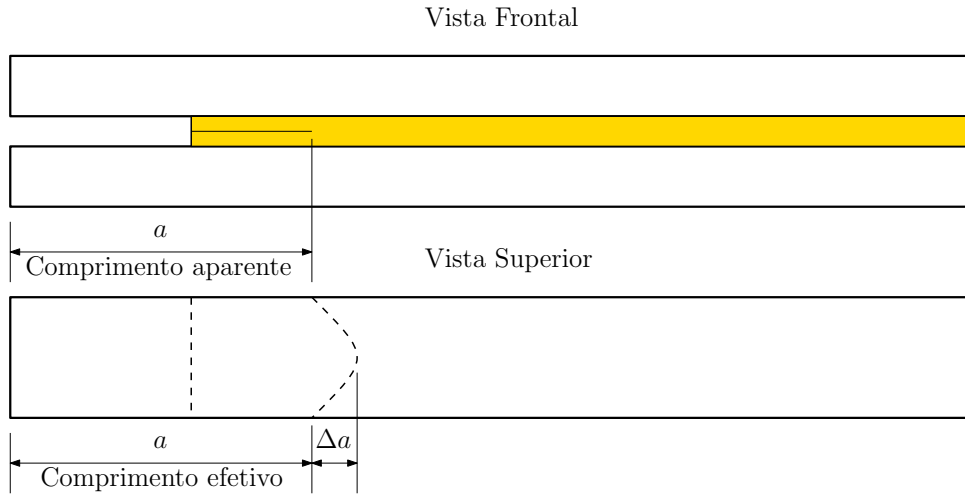
Para se obter as propriedades de fratura de um material, um dos requisitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) é correlacionar a derivada do *compliance* experimental da junta adesiva ( $C = \delta/P$ ), onde  $P$  é a carga e  $\delta$  o deslocamento, em relação ao seu respectivo comprimento de trinca ( $a$ ). O *compliance* de uma viga DCB é um dos parâmetros mais acessíveis para se obter analiticamente baseando-se na teoria de vigas. Esta característica levou à aceitação em comum, da utilização dos ensaio *Double Cantilever Beam* (DCB) e *End Notched Flexure* (ENF) para determinação das propriedades de fratura de juntas adesivas, respectivamente, em Modo I ( $G_{IC}$ ) e em Modo II ( $G_{IIC}$ ) [14,63]. Em contraste, o comprimento de trinca é um dos parâmetros mais difíceis de se medir experimentalmente, particularmente para uma fina camada adesiva em uma junta, e em estruturas sujeitas a carregamento cíclico [3,64]. Visto que  $C$  pode ser obtido diretamente através das curvas tração-separação ( $P - \delta$ ) de um ensaio experimental, conclui-se que, o maior desafio em obter-se  $G$ , é a obtenção da trinca em tempo real.

### 4.1 Introdução

Na literatura, diversas são as metodologias utilizadas para medição em tempo real da trinca, dentre elas podemos citar medição por inspeção visual, por câmeras e microscópios, ou por técnicas de correlação de imagens. Entretanto, a medição correta da trinca pode ser dificultada pelas seguintes observações:

- A trinca pode propagar de maneira instável (rápida), se tornando muito difícil relacionar sua posição com a respectiva carga aplicada.
- Na grande maioria dos casos, somente uma face da junta colada é observada durante a propagação da trinca. Caso a propagação da trinca for distinta entre as faces, é possível a obtenção de uma leitura incorreta da real posição da trinca.
- A geometria da propagação da trinca dentro da camada adesiva pode ser distinta da observável nas laterais da junta colada, como ilustrado pela Fig. 20. Caso este fenômeno ocorra, não é possível a constatação do real comprimento da trinca por técnicas comuns.

**Figura 20** – Representação do comprimento interno da trinca em uma junta DCB



Fonte: Elaborado pelo autor

Com base no exposto, observa-se que a obtenção correta do comprimento da trinca é de fundamental importância na obtenção das propriedades de fratura de um adesivo, pois valores incorretos impactarão diretamente nos valores calculados de  $dC/da$ , e, conseqüentemente, nos valores de  $G_{Ic}$ . Conseqüentemente, técnicas alternativas foram desenvolvidas para se obter a taxa de liberação de energia de deformação do adesivo, sem que haja a necessidade de monitoramento da trinca. Ao longo dos anos esta abordagem se popularizou, no qual pode ser referida por metodologia de trinca equivalente [30,65].

A metodologia de trinca equivalente ( $a_e$ ) é um método que consiste em se obter um comprimento de trinca efetivo, ou equivalente, diretamente da curva do *compliance* experimental, evitando assim seu monitoramento durante os ensaios. A utilização desta abordagem requer o conhecimento prévio de uma expressão analítica para o *compliance* do corpo de prova, no qual é utilizado para se obter uma expressão para  $a_e = f(C)$ . Dentre as abordagens disponíveis, o *Compliance-based Beam Method* (CBBM) é, de longe, a metodologia mais conhecida, e conseqüentemente, a mais utilizada, podendo ser aplicada em ensaios de juntas coladas do tipo DCB, ENF e para falha inter-laminar de compósitos reforçados por fibras [66–69].

Em paralelo com a metodologia de trinca equivalente, outro método amplamente conhecido é o da integral-J, que pode também ser utilizado para obtenção da energia de fratura de materiais ( $J_c$ ) sem necessidade monitoramento do crescimento da trinca durante o ensaio. Em contraste com a metodologia  $a_e$ , a integral-J possui a vantagem de considerar efeitos não lineares, sendo capaz de captura os efeitos de plasticidade que ocorrem na camada adesiva [29, 33, 70].

Para facilitar a sua aplicação, o modelo da Integral-J podem também ser combinados

com técnicas DIC, para caracterizar a energia de fratura de juntas adesivas. Recentemente, nos trabalhos de Sun e Blackman [26, 59], os autores utilizaram a técnica DIC para automatizar o processo de obtenção dos parâmetros necessários para se calcular a integral-J, e ao mesmo tempo obter valores precisos de comprimento de trinca, validando assim a sua abordagem através da comparação entre os valores de  $J_{IC}$  e  $G_{IC}$  obtidos pela metodologia  $a_e$  baseadas na MFLE. Para a configuração em análise, os autores concluíram que os resultados previstos pelo método  $a_e$  foram bem próximos ao da integral-J quando utilizados adesivos do tipo epóxi com característica rígida, no entanto, a metodologia  $a_e$  não foi adequada para a caracterização de fratura de um adesivo poliuretano dúctil.

Conforme estudado por Manterola *et al.* [28], o uso de emissão acústica também pode ser utilizado para monitoramento do crescimento de trincas em juntas DCB, provando ser também uma técnica confiável para detecção do tamanho da zona de processo de fratura (FPZ) à frente da ponta da trinca. Gaztelumendi *et al.* [27] e Lima *et al.* [71] mostraram respectivamente, que o uso de filmes compostos por nanotubos de carbono e sensores de fibra óptica podem ser integrados à camada adesiva sem diminuir a sua integridade estrutural, proporcionando um material auto-sensível para monitoramento da trinca, evitando a utilização de sensores externos. No trabalho de Gaztelumendi [27], a propagação da trinca pode ser detectada e localizada através do monitoramento da variação na resistência elétrica do filme integrado na camada adesiva. De maneira similar, no trabalho de Lima [71] o monitoramento da trinca foi feito através de um reflectômetro óptico de domínio do tempo.

Considerando o cenário mencionado, a prática de medir o comprimento de trinca de juntas adesivas, conforme recomendado pelas normas, possuem limitações que podem ser superadas pelo uso do conceito de trinca equivalente, da abordagem utilizada na integral-J, ou através de técnicas mais recentes, envolvendo monitoramento da integridade estrutural. Embora a abordagem da integral-J se mostre aplicável para uma ampla variedade de adesivos, este método, por sua vez, é mais demorado, pois requer a medição da rotação dos braços do aderente de acordo com a sua abertura, além da medição do campo de deslocamentos na ponta trinca [72]. Ademais, embora o uso de técnicas alternativas para monitorar o crescimento da trinca seja promissor [27, 28], esses procedimentos geralmente requerem aparelhos adicionais de aquisição de dados, como inclinômetros, câmeras digitais e software de correlação de imagens. Sendo assim, como metodologias mais simples e rápidas são desejáveis, o método de trinca equivalente vem a ser, dentre as metodologias mencionadas, um dos métodos mais práticos para obter a energia de fratura de uma junta adesiva. No entanto, a precisão do comprimento da trinca obtido pelo método da trinca equivalente dependerá exclusivamente da respectiva metodologia *compliance* utilizada em seu equacionamento. O levantamento de dados realizado pelo autor indicou que, até o momento, esta questão ainda não é bem abordada na literatura e necessita de maior investigação. No capítulo 3 deste trabalho, foi demonstrado que as expressões analíticas

do *compliance* recomendadas pelas normas foram imprecisas em estimar o comportamento de uma viga DCB sob carregamento em modo I. Sendo assim, no presente capítulo serão estudados métodos *compliance* não normatizados para obtenção do comprimento de trinca equivalente de uma viga DCB, e, conseqüentemente, investigar a influência da utilização da metodologia  $a_e$  na obtenção da taxa de liberação de energia de deformação de juntas adesivas em modo I.

## 4.2 Fundamentos da metodologia de trinca equivalente

Os cálculos da liberação de energia de deformação podem ser obtidos de acordo com a equação de Irwin-Kies, conforme deduzida no capítulo 2:

$$G_I = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da} \quad (4.1)$$

Onde  $P$  é a carga aplicada,  $B$  é a largura do corpo de prova,  $C$  é o *compliance* e  $a$  é o comprimento da trinca. Nas metodologias descritas nas normas,  $dC/da$  é função do comprimento da trinca, que por sua vez é um parâmetro difícil de ser mensurado. Por outro lado, num ensaio experimental, o *compliance* do corpo de prova pode ser obtido sem dificuldades, diretamente através da curva  $P$  vs  $\delta$ . Visto que o *compliance* pode ser também determinado analiticamente como sendo uma função do comprimento de trinca, ou seja,  $C = f(a)$ , uma vez definido experimentalmente o valor de  $C_{exp}$ , pode-se utilizar da expressão analítica para se obter  $a = f(C_{exp})$ . No entanto, devido a existência de uma grande ramificação de metodologias analíticas, faz-se necessário compreender e investigar a utilização desta técnica com outras metodologias *compliance*, além da metodologia CBBM.

### 4.2.1 Simple Beam Theory (SBT)

De acordo com a teoria de vigas de Euler-Bernoulli, o *compliance* para uma viga DCB pode ser definido por:

$$C = \frac{2}{3} \frac{a^3}{EI} \quad (4.2)$$

Onde  $E$  é o módulo de elasticidade do material da viga,  $B$  é a sua largura,  $h$  é altura de um braço da viga,  $a$  é o comprimento da trinca, e  $I$  é o momento de inércia de área da viga ( $I = Bh^3/12$ ).

Visto que o *compliance* de uma viga DCB pode ser determinado diretamente a partir de um ensaio experimental, a Eq. 4.2 pode ser modificada para a obtenção do comprimento de trinca equivalente ao *compliance* experimental, evitando assim a medição do comprimento de trinca durante os ensaios. Desta maneira, para a metodologia SBT têm-se que:

$$a_e = \left( \frac{3CEI}{2} \right)^{1/3} \quad (4.3)$$

#### 4.2.2 Timoshenko Beam Theory

Conforme discutido anteriormente, a metodologia SBT considera apenas efeitos de flexão em sua formulação. Para levar em conta os efeitos de flexão e cisalhamento transversal, o *compliance* de uma viga DCB pode ser obtido usando a Teoria das vigas de Timoshenko:

$$C = \frac{2}{3EI}a^3 + \frac{12a}{5BhG} \quad (4.4)$$

onde  $G$  é o módulo de cisalhamento aderente.

Em termos práticos, a Eq. (4.4) pode ser reescrita para se obter uma comparação com a teoria simples de vigas:

$$C = C_{SBT} + \frac{12a}{5BhG} \quad (4.5)$$

Em uma abordagem semelhante, a Eq. (4.4) pode ser equacionada em uma expressão de terceira ordem para se obter um comprimento de trinca equivalente através da teoria das vigas de Timoshenko:

$$\alpha_T a^3 + \beta_T a + \gamma_T = 0 \quad (4.6)$$

No qual os coeficientes  $\alpha_T$ ,  $\beta_T$  são constantes contendo as propriedades da viga e  $\gamma_T$  uma variável contendo o *compliance* experimental:

$$\alpha_T = \frac{8}{EBh^3} \quad \beta_T = \frac{12}{5BhG} \quad \gamma_T = -C$$

Solucionando o sistema representado pela Eq. 4.6 e mantendo a parte real, têm-se que [67]:

$$a_e = \frac{1}{6\alpha_T}A - \frac{2\beta_T}{A} \quad (4.7)$$

Onde  $A$  é definido por:

$$A = \left[ \left( -108\gamma_T + 12\sqrt{3\left(\frac{4\beta_T^3 + 27\gamma_T^2\alpha_T}{\alpha_T}\right)} \right) \alpha_T^2 \right]^{1/3} \quad (4.8)$$

### 4.2.3 Compliance-based Beam Method (CBBM)

O método CBBM foi primeiramente desenvolvido para caracterização das propriedades de fratura de um corpo de prova em madeira para um ensaio ENF [30]. Devido às dificuldades associadas à localização correta da posição da trinca, inerentes do tipo do ensaio, a metodologia CBBM baseou-se na teoria de vigas de Timoshenko para se obter o comprimento de trinca equivalente para ensaios em Modo II, sendo posteriormente aplicado à caracterização de fratura de juntas coladas do tipo DCB com laminados compósitos sob carregamento em Modo I [67].

Ao se trabalhar com materiais anisotrópicos submetidos ao Modo I, o módulo de elasticidade na Eq. (4.4) deve ser substituído pelo módulo de flexão do aderente  $E_f$ . Caso o mesmo seja desconhecido, o CBBM propõe o uso de um módulo de flexão equivalente como alternativa, obtido através do equacionamento da Eq. (4.4), resultando numa função dependente do *compliance* inicial  $C_0$  do sistema, relativo à um comprimento inicial de trinca  $a_0$ , corrigido por um fator  $\Delta$ , respectivamente no lugar de  $C$  e  $a$ :

$$E_f = \left( C_0 - \frac{12(a_0 + |\Delta|)}{5BhG} \right)^{-1} \frac{8(a_0 + |\Delta|)^3}{Bh^3} \quad (4.9)$$

Onde  $\Delta$  é o fator de correção de Williams [11], aplicado para incluir efeitos de deflexão e rotação na ponta da trinca, que não considerado na teoria das vigas de Timoshenko, e que pode ser definido através das propriedades elásticas do aderente:

$$\Delta = h \sqrt{\frac{E_1}{11G_{12}} \left[ 3 - 2 \left( \frac{\Gamma}{1 + \Gamma} \right)^2 \right]} \quad (4.10)$$

Onde:

$$\Gamma = 1,18 \frac{\sqrt{E_1 E_2}}{G_{12}} \quad (4.11)$$

No qual  $E_1$  é o módulo longitudinal (na direção do comprimento) da viga,  $E_2$  é o módulo transversal (na direção da largura  $B$ ), e  $G_{12}$  é o módulo de cisalhamento transversal. Assim, um procedimento iterativo deve ser usado entre as Eqs. (4.4), (4.10) e (4.11) para se convergir um valor para  $E_f$  [66]. Além disso, é importante destacar que na metodologia CBBM, o fator de correção  $\Delta$  só é aplicado para a obtenção do módulo de flexão equivalente. Para o caso de uma material aderente com propriedades isotrópicas, o fator de correção  $\Delta$  resulta em um valor de  $0,67h$  [11].

A segunda abordagem para se obter  $\Delta$  é a partir da metodologia descrita na teoria corrigida de vigas (CBT), no qual  $\Delta$  pode ser determinado experimentalmente a partir de uma reta obtida pela aproximação dos mínimos quadrados da curva  $C^{1/3}$  vs.  $a$ , sendo



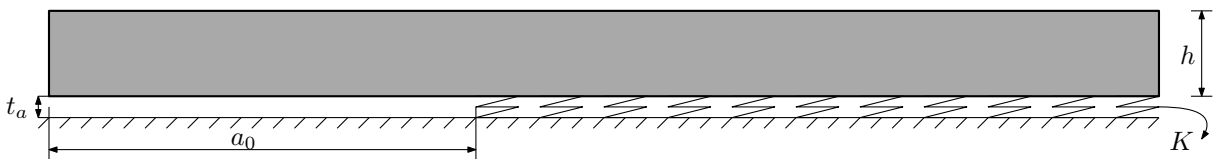
$\Delta$  definido pela distância entre a intersecção desta reta com o eixo das abcissas até a origem [10].

Visto que não há restrição de qual abordagem a ser utilizada na metodologia CBBM, o uso de ambas pode ser encontrado na literatura [66, 67]. Todavia, o uso da segunda abordagem não é recomendado, pois requer a medição do comprimento da trinca durante o ensaio para calibração da curva, que frequentemente resulta em grandes valores de  $\Delta$  [73], e que, além do mais, possui uma obtenção baseada numa teoria distinta à teoria das vigas de Timoshenko.

#### 4.2.4 Modelo de fundação elástica

Nos modelos *compliance* normalizados para o modo I, assume-se que o corpo de prova DCB é uma viga em flexão pura, rigidamente fixa e que a contribuição da camada adesiva para o *compliance* total do sistema é desprezível. Portanto, os métodos normalizados não incluem parâmetros da camada adesiva em sua formulação. No entanto, foi demonstrado que o uso das teorias clássicas de vigas não é adequado para prever o *compliance* de uma junta DCB [73], uma vez que o *compliance* de juntas coladas em aplicações reais, frequentemente sofrem a contribuição da camada adesiva. Como alternativa, métodos não normalizados para o modo I, modelados como uma viga parcialmente apoiada por uma fundação elástica, podem ser utilizados para incluir as propriedades adesivas em sua formulação. De acordo com o ilustrado na Fig. 21, neste modelo a fundação é representada por molas cuja rigidez pode ser associada às propriedades do adesivo.

**Figura 21** – Representação esquemática de uma viga suportada por uma fundação elástica



Fonte: Elaborado pelo autor

Uma solução para o deslocamento de uma viga sobre uma fundação elástica é popularmente conhecida pela solução proposta por Kanninen [16], para um corpo de prova isotrópico DCB usando uma viga Euler-Bernoulli sobre uma fundação Winkler [74], onde o *compliance* de uma viga DCB pode ser definido pela seguinte expressão, no qual é apresentada sendo multiplicada por um fator de 2 para considerar o deslocamento do braço inferior da viga:

$$C = \frac{2}{3} \frac{a^3}{EI} \left[ 1 + 3 \left( \frac{1}{\lambda a} \right) + 3 \left( \frac{1}{\lambda a} \right)^2 + \frac{3}{2} \left( \frac{1}{\lambda a} \right)^3 \right] \quad (4.12)$$

No qual:

$$\lambda = \left( \frac{K_i}{4EI} \right)^{1/4} \quad (4.13)$$

$K_i$ : rigidez da fundação elástica ( $i = 1 - 3$ )

Esta expressão é utilizada como base para obtenção do *compliance* de uma viga DCB suportada por uma fundação elástica, e vários modelos analíticos são propostos na literatura para se estimar a rigidez  $K_i$ , no qual é utilizada na Eq. (4.13). Para o modelo proposto por Kanninen [16], a rigidez da fundação elástica é dependente das propriedades da viga, definida por:

$$K_1 = \frac{EB}{h/2} \quad (4.14)$$

O método foi posteriormente estendido por Krenk [19], onde a fundação é representada pelas propriedades da camada adesiva, com rigidez definida como sendo:

$$K_2 = \frac{E_a B}{t_a/2} \left( \frac{1}{1 - \nu_a^2} \right) \quad (4.15)$$

Onde  $E_a$  é o módulo de elasticidade do adesivo,  $t_a$  é a espessura do adesivo e  $\nu_a$  é o coeficiente de Poisson do adesivo. É relevante observar que para o caso em que a camada adesiva é considerada infinitamente rígida, ou seja,  $K_i \rightarrow \infty$ , a Eq. 4.12 resulta na solução proposta pela teoria SBT (Eq. 4.2).

Em termos práticos, para facilitar a sua obtenção, neste trabalho a Eq. 4.12 foi equacionada para se obter o comprimento de trinca equivalente de uma viga de Euler-Bernoulli sobre uma fundação elástica de Winkler, sendo representada na forma:

$$C = \rho[2(a\lambda + 1)^3 + 1] \quad (4.16)$$

Onde:

$$\rho = \frac{1}{3EI\lambda^3} \quad (4.17)$$

Desta maneira, a Eq. (4.16) pode ser equacionada para obtenção do comprimento de trinca equivalente de maneira mais compreensível, sendo representada na forma:

$$a_e = \frac{1}{\lambda} \left[ \left( \frac{1}{2\rho}(C - \rho) \right)^{1/3} - 1 \right] \quad (4.18)$$

No modelo de *compliance* proposto por Kanninen (Eq. 4.12), a deformação transversal devido ao cisalhamento é negligenciada. Desta maneira, Penado [18] apresentou um modelo baseado no trabalho de Kanninen [16], para incluir as propriedades adesivas, e a deformação por cisalhamento transversal na formulação do *compliance* da fundação elástica, sendo representada na forma:

$$C = \rho[2(a\lambda + 1)^3 + 1] + \psi a \quad (4.19)$$

No qual:

$$\psi = \frac{3}{BhG} \quad (4.20)$$

Penado [18] assumiu em seu trabalho que o adesivo e o aderente atuam como molas em série, onde a rigidez da fundação elástica é representada por:

$$K_3 = \frac{K_1^* K_2}{K_1^* + K_2} \quad (4.21)$$

Ademais, Penado relatou que um valor de  $K_1^* = 2K_1$  (onde  $K_1$  é a rigidez da fundação de Kanninen) se correlacionou melhor com seus resultados quando considerados os efeitos da deformação por cisalhamento.

A solução exata para a trinca equivalente da equação cúbica descrita pela Eq. 4.19 pode ser obtida através de um software matemático, como, por exemplo, o Wolfram Alpha, sendo expressa por:

$$a_P = T_3^{1/3} \frac{EI}{2} - \frac{1}{\lambda} - \left( \frac{1}{T_3} \right)^{1/3} \psi \quad (4.22)$$

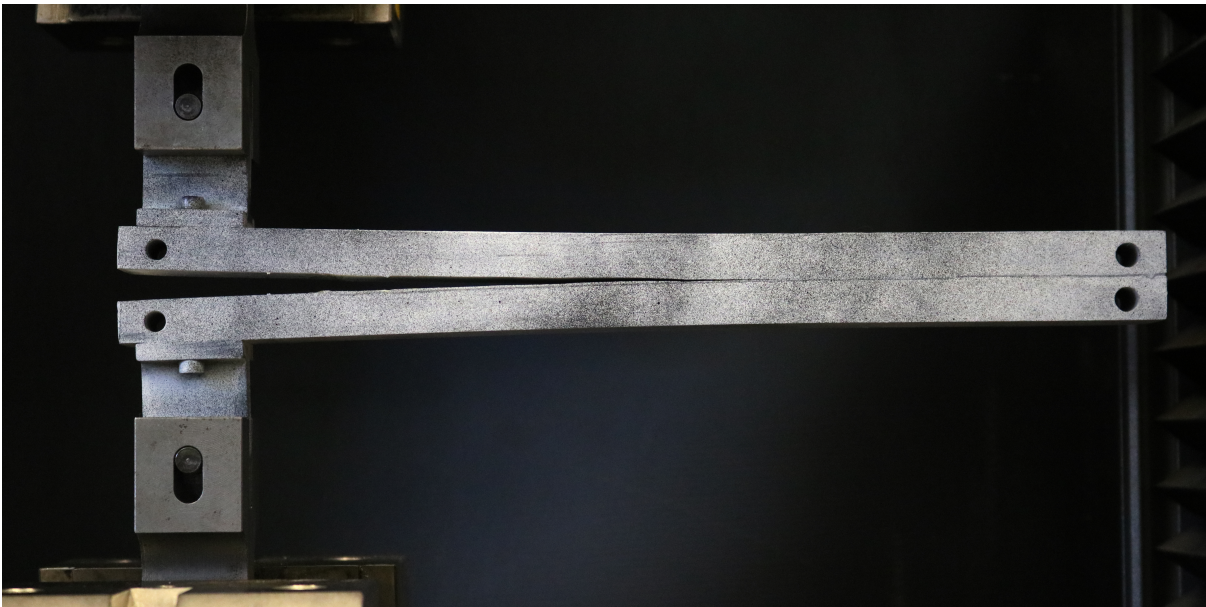
$$T_1 = 864\lambda^9(\rho\psi)^3 \quad T_2 = 108\rho^2\lambda^6 \left( C - \rho + \frac{\psi}{\lambda} \right) \quad T_3 = \frac{\sqrt{T_1 + T_2^2} + T_2}{2}$$

### 4.3 Procedimentos Experimentais

Ensaio experimentais de modo I puro foram realizados para avaliar a viabilidade da simulação computacional em reproduzir o *compliance* de uma junta DCB, considerando diferentes configurações de ensaio. Os espécimes DCB foram fabricados com aderentes de Alumínio ( $E = 65GPa$ ), com largura  $B = 25mm$  e espessura  $h = 12,4mm$ , colados com um adesivo bi-componente do tipo epóxi, Araldite AW 5800 ( $E_a = 2200MPa$ ). As propriedades elásticas do Alumínio foram obtidas através de ensaios de tração, e os ensaios

para obtenção das propriedades mecânicas do adesivo foram realizados de acordo com as recomendações da norma ASTM D638 (2014) [40], para um corpo de prova no formato *Dog-Bone*, com espessura de 3,5mm. Antes do processo de colagem, as superfícies dos aderentes foram lixadas e limpas com um pano embebido em acetona. O controle da espessura da camada adesiva foi feito através da inserção de linhas de nylon nas extremidades do corpo de prova, entre os braços da viga DCB, o que garantiu uma espessura  $t_a = 0,8mm$ . Um comprimento de trinca inicial ( $a_0 \approx 40mm$ ) foi assegurado através de um filme fino de Teflon inserido na extremidade da camada adesiva, próxima a aplicação da força. O tempo de cura dos espécimes foi de 4 dias em temperatura ambiente. Os ensaios foram realizados através de uma máquina de ensaios universal INSTRON 5985, acoplada com uma célula de carga de 250kN. Após a cura os ensaios foram realizados de acordo com a norma ISO 25217 [14], à uma velocidade de 0,5mm/min, com carregamento aplicado através de blocos metálicos fixados nas extremidades das vigas. Um pré carregamento foi realizado para obtenção de uma pré-trinca de comprimento ( $a_0 \approx 46mm$ ), e, em seguida, o corpo de prova foi descarregado, e carregado novamente na mesma velocidade até a ocorrência da falha. A Fig. 22 demonstra o ensaio DCB realizado neste trabalho. Vale ressaltar que, de acordo com os resultados experimentais, o tratamento superficial realizado foi suficiente para produzir falha coesiva da camada adesiva de todos os espécimes analisados.

**Figura 22** – Representação do ensaio DCB realizado neste trabalho



Fonte: Elaborado pelo autor

Para evitar medidas incorretas do deslocamento dos braços da viga, as medidas de deslocamento foram obtidas através do método de correlação de imagens (DIC), utilizando o software GOM Correlate para interpretação das imagens. Este procedimento foi necessário

para evitar a interferência de possíveis efeitos da influência da rigidez da máquina nos resultados, e possíveis influências dos blocos metálicos utilizados para aplicação da força. Para utilização do método DIC, as amostras foram pintadas de branco e borrifadas com pequenos pontos pretos com o auxílio de uma tinta spray. O objetivo deste procedimento é criar um campo estocástico na superfície da amostra, relacionando o posicionamento final dos pontos com a sua posição inicial. Durante o ensaio foram tiradas fotos de 5 em 5 segundos, sincronizadas com o início do ensaio, através de uma máquina fotográfica Canon EOS T6i acoplada com uma lente Macro Sigma AF 180mm F3.5. Após o término do ensaios, foram relacionadas as forças obtidas pela máquina de ensaio com os respectivos deslocamentos obtidos pelo software GOM.

Para validação do modelo computacional, foram estudadas, no total, quatro configurações distintas de espécimes DCB, cujas configurações e propriedades estão definidas nas Tabs. 10 e 11. Devido à quantidade de ensaios experimentais utilizadas na validação, apenas o ensaio experimental de configuração A foi realizado neste trabalho, os resultados experimentais das configurações B, C e D foram obtidos respectivamente de [57, 58, 75].

**Tabela 10** – Propriedades dos espécimes DCB utilizados para validação do modelo computacional.

Configuração	A	B	C	D
Aderentes		Ref [75]	Ref [58]	Ref [57]
$E[MPa]$	65000	70000	205000	210000
$L[mm]$	300,0	200,0	192,7	200,0
$B[mm]$	25	25	25	25
$h[mm]$	12,4	3,0	12,7	3,0
$G[MPa]$	24436	26316	77000	79000
$a_0[mm]$	46	70	65	40

Fonte: Elaborado pelo autor

**Tabela 11** – Propriedades dos Adesivos.

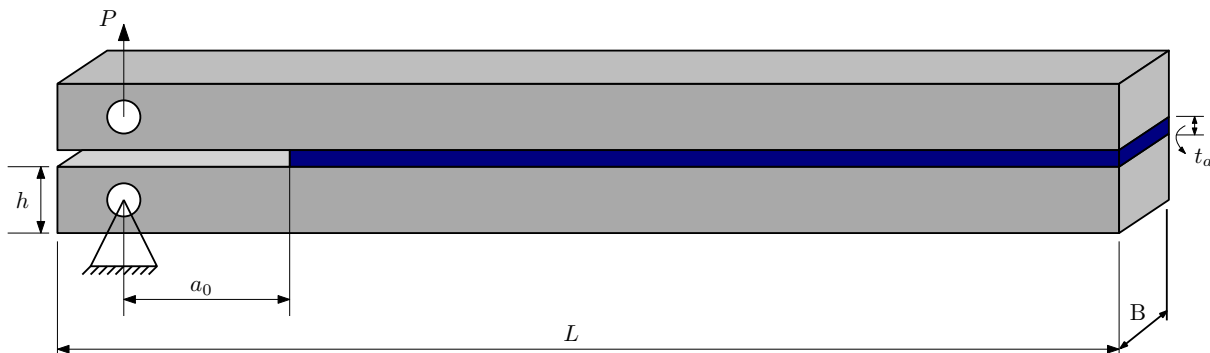
Configuração	A	B	C	D
		Ref [75]	Ref [58]	Ref [57]
Adesivos	AW-5800	–	–	A-2015
$E_a[MPa]$	2200	428	5870	2000
$t_a[mm]$	0,8	0,2	0,2	0,4
$\nu_a[mm]$	0,35	–	–	0,33

Fonte: Elaborado pelo autor

#### 4.4 Modelo Computacional

Uma análise computacional foi realizada no software comercial ABAQUS® a fim de se estimar o *compliance* de uma viga dupla colada, sob carregamento em Modo I, considerando diferentes comprimentos de trinca. Uma vez validados, os resultados computacionais foram então usados como referência para investigar a viabilidade das formulações analíticas, de uma viga parcialmente apoiada em uma fundação elástica, em prever o *compliance* de um ensaio DCB. Esta análise é relevante, tendo em vista que a exatidão do comprimento de trinca obtido pela metodologia de trinca equivalente dependerá do respectivo método analítico utilizado em sua formulação.

A modelagem computacional consistiu de um modelo bidimensional, linear-elástico isotrópico, com elementos de tensão de plana quadráticos de 8 nós (CPS8) para os aderente, e elementos de deformação plana quadráticos de 8 nós (CPE8) para a camada adesiva, com as mesmas condições de contorno utilizadas no modelo descrito no Cap. 3.5 . Uma representação esquemática do modelo utilizado pode ser visualizada na Fig. 23.

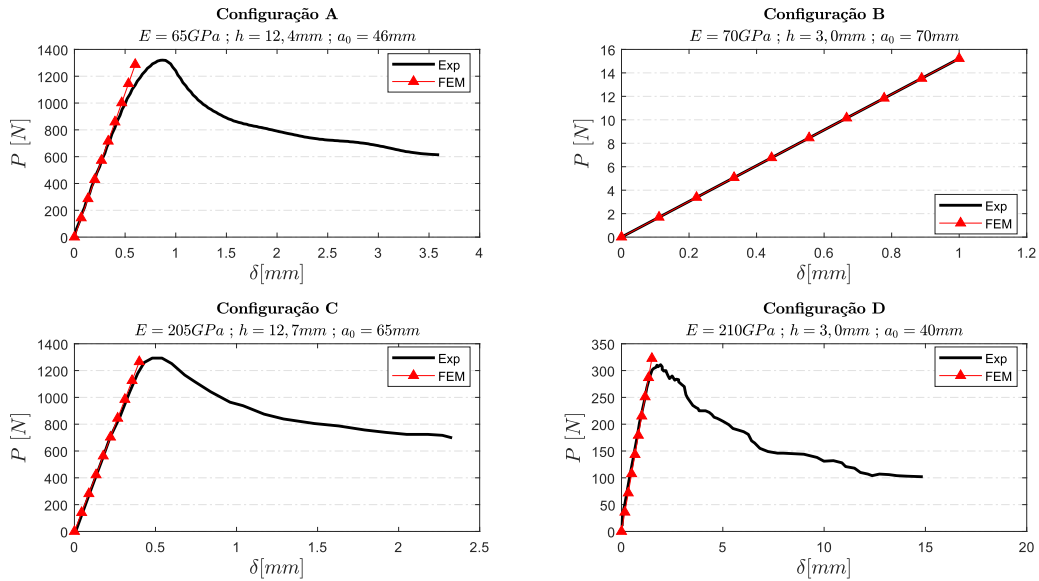
**Figura 23** – Representação esquemática de um espécime DCB.

Fonte: Elaborado pelo autor

A validação do modelo em elementos finitos foi feita através da comparação entre as curvas  $P$  vs.  $\delta$  previsto pela simulação computacional e os resultados experimentais

de um ensaio DCB, para as quatro as configurações definidas nas Tabs. 10 e 11. Assim, para um determinado comprimento de trinca inicial ( $a_0$ ), ou seja, antes da propagação da trinca há uma comparação entre as curvas  $P$  vs.  $\delta$  obtidas pelos ensaios experimentais e o método computacional (MEF), no qual é representada pela Fig. 24.

**Figura 24** – Comparação do *compliance* inicial ( $C_0 = \delta/P$ ) entre os ensaios experimentais e o modelo FEM, considerando diferentes configurações de espécime DCB.



Fonte: Elaborado pelo autor

Observa-se novamente através da Fig. 24, que as simplificações adotadas pelo modelo 2D são suficientes para a simulação de uma junta DCB colada, vistos que os resultados previstos pelo modelo FEM apresentaram razoável concordância com as curvas experimentais, para todas as configurações investigadas.

#### 4.5 Análise das metodologias *compliance*

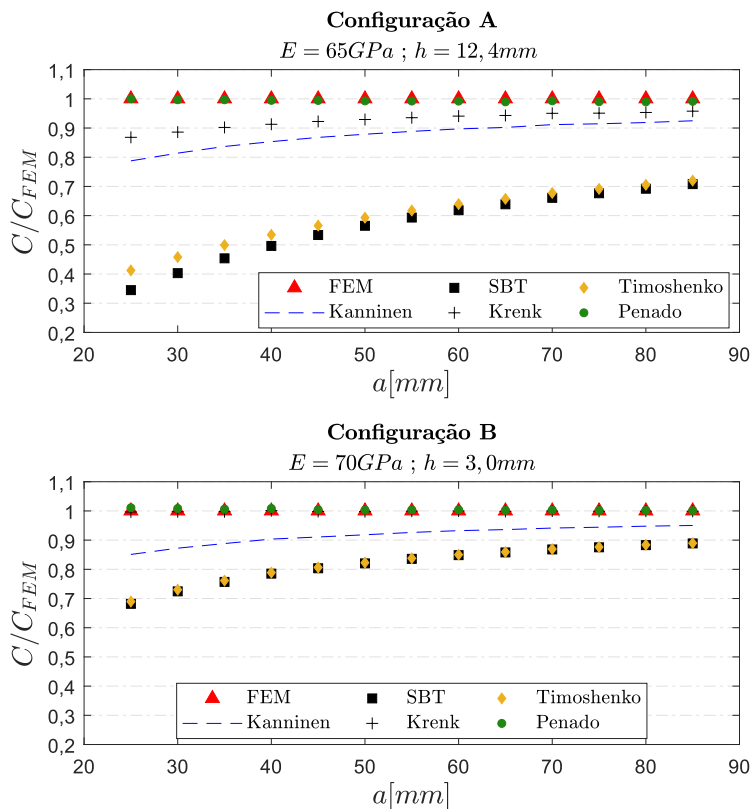
Esta seção investiga a viabilidade dos métodos analíticos na estimativa do *compliance* de uma junta DCB, considerando diferentes comprimentos de trincas e configurações de DCB.

##### 4.5.1 Previsão do *Compliance*: Método computacional *versus* Métodos analíticos

A investigação foi conduzida através da comparação entre os valores do *compliance* obtidos pelo modelo em elementos finitos e as previsões estimadas pelos métodos analíticos, para as mesmas configurações DCB relatadas nas Tabs. (10) e (11). Novamente, a investigação da variação do *compliance* com o comprimento de trinca foi realizada através da imposição arbitrária de comprimentos de trinca, variando entre 25 à 85 mm. A Eq. 4.16

foi utilizada para avaliar as previsões do *compliance* utilizando os parâmetros de rigidez da fundação  $K_1$  e  $K_2$ , propostos respectivamente por Kanninen [16] e Krenk [19]. A Eq. 4.19 foi utilizada para avaliar as previsões do *compliance* utilizando a rigidez da fundação  $K_3$ , proposta por Penado [18]. Para melhor interpretação dos resultados, todos os resultados analíticos foram normalizados em termos dos resultados do modelo FEM ( $C/C_{FEM}$ ). As Figuras 25 e 26 representam as previsões normalizadas do *compliance* analítico em relação aos comprimento da trincas.

**Figura 25** – Comparação entre as previsões analíticas e computacionais (FEM) do *compliance* de uma junta DCB em relação ao comprimento de trinca, considerando aderentes de mesmo material com diferentes espessuras - Alumínio.



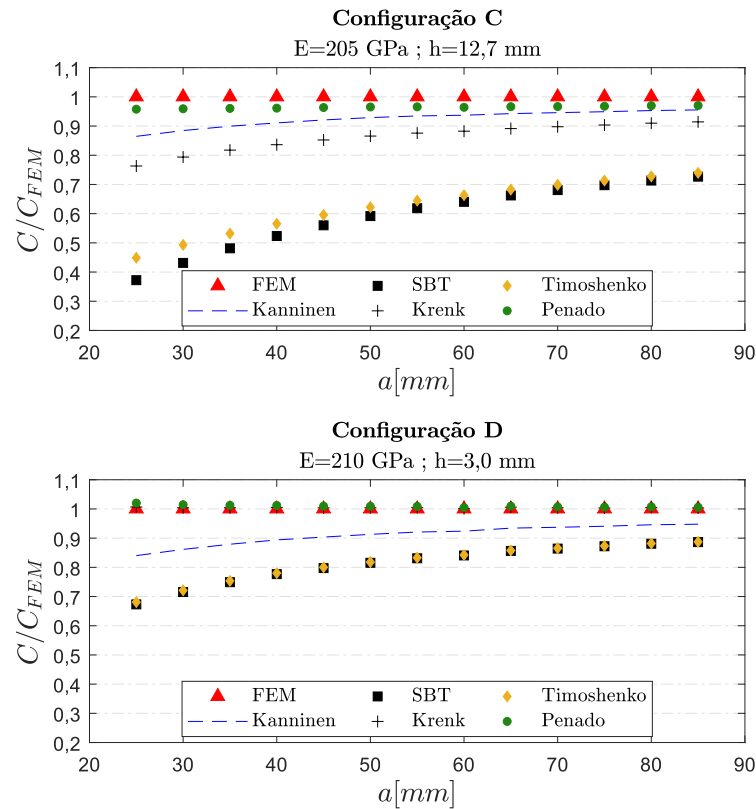
Fonte: Elaborado pelo autor

Observa-se através de uma análise das Figs. 25 e 26, que os parâmetros geométricos da junta DCB têm grande influência nos valores *compliance* estimados pelos métodos analíticos, resultando em melhores previsões à medida que a trinca se torna mais longa e o aderente mais fino. Conclusões semelhantes podem ser encontradas no trabalho de Akhavan-Safar [76], que investiga a influência de parâmetros geométricos e de materiais na avaliação do  $G_{Ic}$  de juntas DCB. Os resultados também revelam que, para aderentes de espessura semelhantes, os valores do *compliance* previstos analiticamente são menos influenciados pelo módulo de elasticidade do aderente, não havendo diferença significativa



nos resultados obtidos entre os espécimes DCB feitos de aço e dos espécimes feitos de alumínio.

**Figura 26** – Comparação entre as previsões analíticas e computacionais (FEM) do *compliance* de uma junta DCB em relação ao comprimento de trinca, considerando aderentes de mesmo material com diferentes espessuras - Aço.



Fonte: Elaborado pelo autor

É relevante observar que usualmente assume-se que a contribuição da camada adesiva para o *compliance* global do sistema é desprezível, entretanto, verificou-se que os valores do *compliance* obtidos através dos métodos modelados como uma viga parcialmente apoiada por uma fundação elástica, no qual as propriedades do adesivo são consideradas em seu equacionamento, mostraram-se próximos aos resultados do modelo FEM, particularmente para comprimentos de trinca maiores que 60 mm.

Dentre os métodos analisados, os valores de *compliance* determinados pelo modelo proposto por Penado [18], no qual assume que o adesivo e o aderente atuam como molas em série, foi o método que apresentou os resultados mais consistentes ao se alterar as configurações da junta DCB. Por outro lado, os valores do *compliance* previstos pelo método SBT e pela teoria de vigas de Timoshenko, foram os métodos que mais se distanciaram dos resultados do modelo FEM, devido às simplificações consideradas em seu

equacionamento. Além disso, as Figs. 25 e 26 revela que as correções propostas pela teoria de Timoshenko, para incluir efeitos de cisalhamento, não alteram significativamente os valores do *compliance* obtidos pelo método SBT para as quatro configurações em análise, visto que os dois métodos (SBT e Timoshenko) convergiram em resultados semelhantes. Desta maneira, visto que, dentre os métodos analisados, a metodologia proposta por Penado [18] foi a mais consistente em estimar uma expressão analítica para  $C = f(a)$ , conseqüentemente, ela pode ser considerada a mais confiável para se obter um comprimento de trinca equivalente baseado em valores do *compliance* experimentais, ou seja,  $a = f(C_{exp})$ .

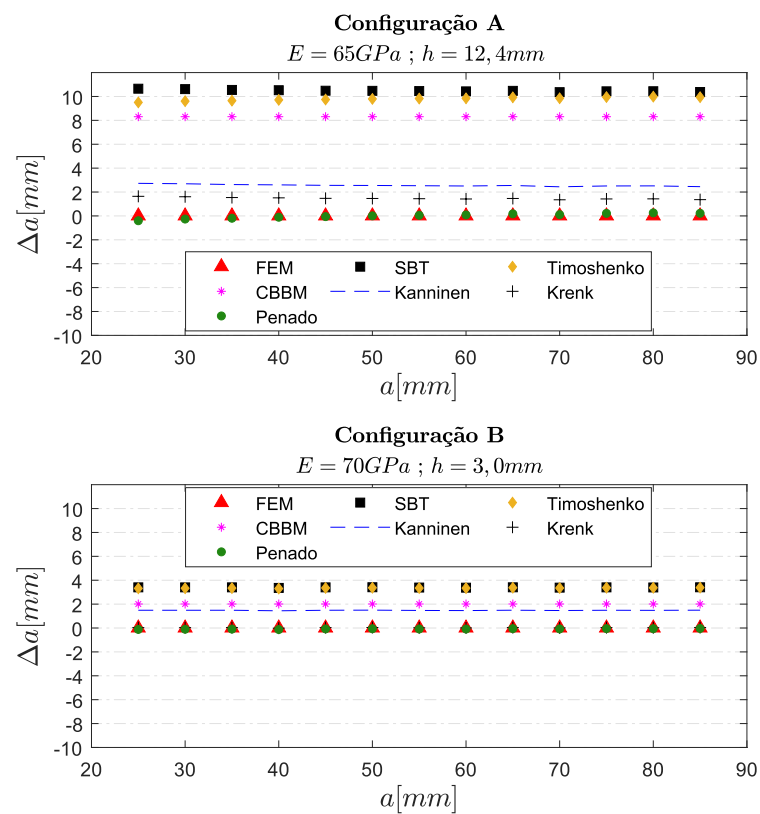
#### 4.5.2 Comprimento de trinca equivalente previsto pelos métodos analíticos

Uma vez investigadas as metodologias analíticas, faz-se necessário agora uma investigação do comprimento de trinca obtido por cada método, analisando o quanto o mesmo se distancia do comprimento de trinca representativo do *compliance* obtido pelo modelo computacional. Esta investigação foi feita através da substituição dos valores do *compliance* determinados pelos modelos computacionais e das propriedades do espécime DCB, em suas respectivas formulações. As previsões de trincas equivalentes foram avaliadas para todas as configurações DCB detalhadas nas Tabs. (10) e (11). As Figuras 27 e 28 representam a comparação entre as diferenças dos comprimentos de trinca previstos pelos métodos analíticos e os comprimentos de trinca correspondentes utilizados no modelo computacional ( $\Delta a = a_e - a_{FEM}$ ).

Novamente, observa-se que as aproximações consideradas de uma junta DCB como sendo uma viga dupla em balanço não são representativas de uma viga DCB colada. Com base nas Figs. 27 e 28, observa-se que os comprimentos de trinca equivalentes previstos pelas teorias de vigas SBT e Timoshenko são as mais influenciadas por alterações na configuração do corpo de prova DCB, prevendo, em média, trincas 9 mm e 3,5 mm maiores do que o respectivo comprimento de trinca correspondente utilizado no modelo computacional, respectivamente quando utilizados aderentes espessos e aderentes mais finos. Conseqüentemente, devido ao método CBBM ser baseado na teoria de vigas de Timoshenko, observa-se pelas Figs. 27 e 28, que a correção do módulo de elasticidade proposta por este método não alteram significativamente os valores de trincas equivalentes obtidos pela abordagem de Timoshenko, visto que a diferença média entre os dois métodos foi de 1,5 mm.

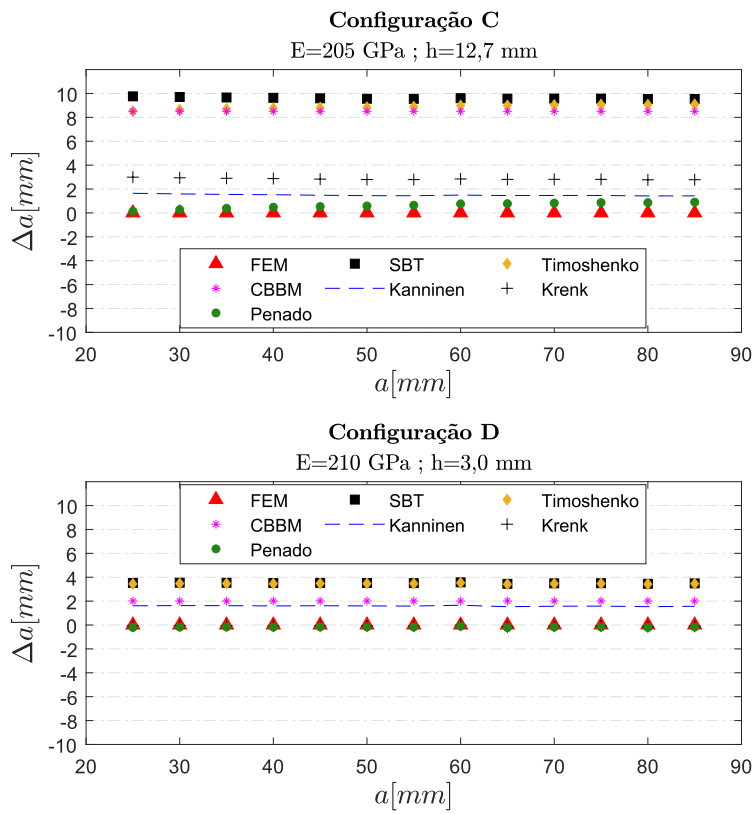
Por outro lado, os resultados previstos através dos métodos baseados na fundação elástica foram os que mais se aproximaram do comprimento de trinca correspondente utilizado no modelo computacional. Observa-se ao analisar as Figs. 27 e 28, que os resultados obtidos pelo método proposto por Penado foram os mais consistentes para todas as configurações investigadas, com uma diferença média de 0,2 mm dos comprimentos de trinca utilizados como referência no modelo computacional.

**Figura 27** – Diferenças entre os comprimento de trinca equivalente previstos pelos métodos analíticos e o comprimento de trinca correspondente utilizado no modelo FEM, considerando aderentes de mesmo material com diferentes espessuras - Alumínio.



Fonte: Elaborado pelo autor

**Figura 28** – Diferenças entre os comprimentos de trinca equivalente previstos pelos métodos analíticos e o comprimento de trinca correspondente utilizado no modelo FEM, considerando aderentes de mesmo material com diferentes espessuras - Aço.



Fonte: Elaborado pelo autor

#### 4.6 Solução simplificada para o *compliance* de uma fundação elástica

Após uma análise da Eq. 4.22, equacionada para obtenção da trinca equivalente para o modelo de fundação elástica proposto por Penado [18], foi observado neste trabalho, que o valor computado de  $T_1$  geralmente resulta numa constante pouco expressiva (da ordem de  $10^{-44}$ ), no qual não é significativamente afetada por alterações nas configurações do corpo de prova. Portanto, observou-se que esta constante podem ser negligenciada, e, uma solução simplificada pode ser fornecida sem afetar significativamente os comprimentos de trinca equivalente avaliados, podendo ser obtida pela seguinte expressão:

$$a_e = a_{SBT} - \Delta_{EF} - \left( \frac{\beta_P}{\alpha_P} \right) \psi \quad (4.23)$$

No qual o subscrito em  $\Delta_{EF}$  denomina fundação elástica, com os demais termos definidos por:

$$\Delta_{EF} = \frac{1}{\lambda} \quad \alpha_P = (108C)^{1/3} \quad \beta_P = (3EI)^{2/3}$$

Conforme observado, o modelo proposto por Penado pode ser representado pela trinca equivalente obtida pelo método SBT e corrigida pelos efeitos induzidos pela inclusão da rigidez da fundação ( $1/\lambda$ ) e os efeitos de cisalhamento ( $\psi$ ), não considerados no modelo SBT.

É relevante observar que, caso os efeitos de cisalhamento não forem considerados na Eq. 4.23, ou seja, caso  $(\psi) = 0$ , uma expressão simplificada para a trinca equivalente referente ao modelo de Kanninen pode ser obtida, ou seja, a Eq. 4.23 torna-se equivalente à Eq. 4.18:

**Solução exata (Eq. 4.18):**

$$a_e = \frac{1}{\lambda} \left[ \left( \frac{1}{2\rho} (C - \rho) \right)^{1/3} - 1 \right]$$

**Solução simplificada:**

$$a_e = a_{SBT} - \Delta_{EF} \quad (4.24)$$

E, caso não seja utilizado um modelo de fundação elástica, ou seja, se  $\Delta_{EF} = 0$ , uma expressão simplificada para a trinca equivalente referente ao modelo Timoshenko pode ser obtida:

**Solução exata (Eq. 4.7):**

$$a_e = \frac{1}{6\alpha_T}A - \frac{2\beta_T}{A}$$

Onde  $A$  é definido pela Eq. 4.8:

$$A = \left[ \left( -108\gamma_T + 12\sqrt{3 \left( \frac{4\beta_T^3 + 27\gamma_T^2\alpha_T}{\alpha_T} \right)} \right) \alpha_T^2 \right]^{1/3}$$

**Solução simplificada:**

$$a_e = a_{SBT} - \left( \frac{\beta_P}{\alpha_P} \right) \beta_T \quad (4.25)$$

Por fim, a Eq. 4.24 revela, que substituindo os valores de  $a_{SBT}$  (Eq. 4.3) na Eq. 4.24, encontra-se uma expressão simplificada para o *compliance* de uma viga suportada por uma fundação elástica (Eq. 4.12):

**Solução exata (Eq. 4.12):**

$$C = \frac{2}{3} \frac{a^3}{EI} \left[ 1 + 3 \left( \frac{1}{\lambda a} \right) + 3 \left( \frac{1}{\lambda a} \right)^2 + \frac{3}{2} \left( \frac{1}{\lambda a} \right)^3 \right] \quad (4.26)$$

**Solução simplificada:**

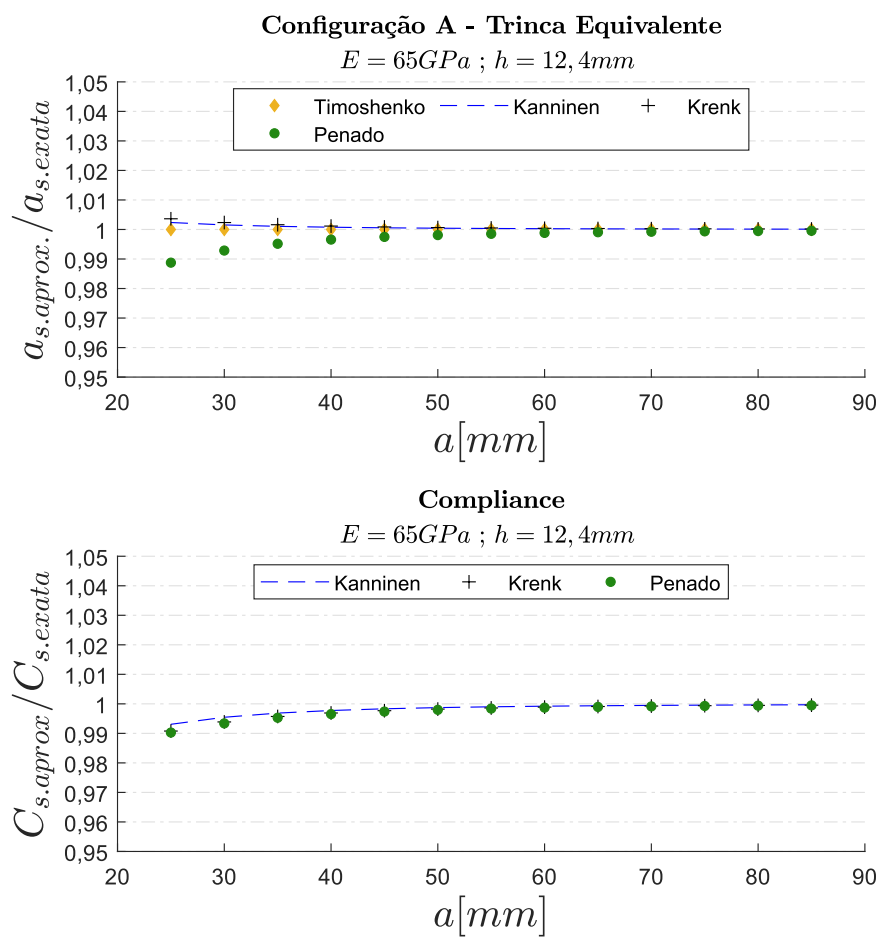
$$C = \frac{2}{3EI} (a + \Delta_{EF})^3 \quad (4.27)$$

Ou, caso sejam considerados os efeitos de cisalhamento:

$$C = \frac{2}{3EI} (a + \Delta_{EF})^3 + \psi a \quad (4.28)$$

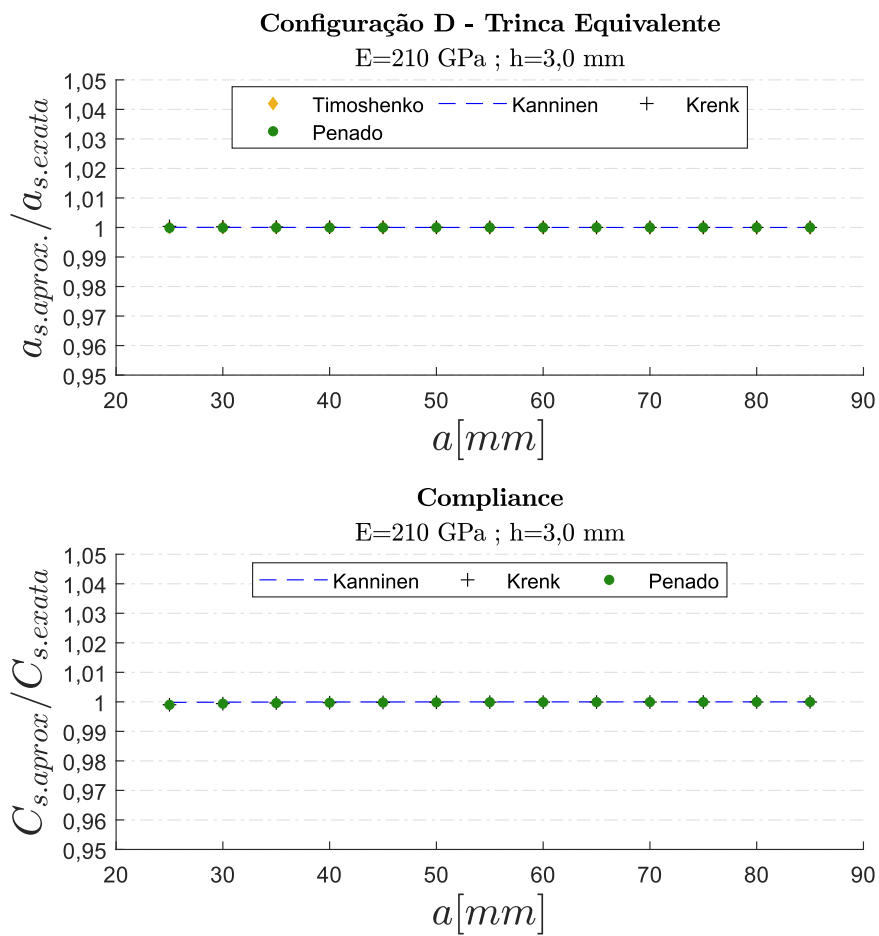
Observa-se que a Eq. 4.27 é semelhante à expressão do *compliance* recomendado pela metodologia CBT, no entanto, em contraste com a metodologia CBT normatizada,  $\Delta_{EF}$  representa os parâmetros da fundação elástica, que pode ser estimado analiticamente de acordo com os valores propostos de  $K_i$ . Para fins de validação das simplificações propostas, as Figs. 29 e 30 ilustram a comparação entre os valores de *compliance* e trinca equivalente obtidos pelas soluções exatas e pelas soluções simplificadas, obtidas para duas configurações distintas. Para melhor interpretação dos resultados, os valores obtidos foram normalizados em termos de sua respectiva solução exata. De acordo com o observado pelas Figs. 29 e 30, a maior divergência entre as soluções foi em cerca de 1%, ocorrendo somente para pequenos comprimentos de trinca e quando utilizados aderentes espessos, indicando desta maneira que as simplificações propostas são suficientes para a convergência de bons resultados.

**Figura 29** – Comparação entre as soluções exatas e simplificadas para a obtenção do *compliance* e trinca equivalente de uma junta DCB - Configuração A



Fonte: Elaborado pelo autor

**Figura 30** – Comparação entre as soluções exatas e simplificadas para a obtenção do *compliance* e trinca equivalente de uma junta DCB - Configuração D



Fonte: Elaborado pelo autor



#### 4.7 Investigação da utilização da trinca equivalente na obtenção de $G_{Ic}$

Ao avaliar  $G_I$  através da equação de Irwin-Kies (Eq. 4.1), observa-se que para um determinado ensaio DCB, têm-se que os valores de  $P^2/2B$  dependerão exclusivamente das propriedades adesivas e da geometria do corpo de prova, e, portanto, conclui-se que a diferença entre os valores de  $G_I$  obtidos por diferentes métodos *compliance* dependerão exclusivamente dos valores de  $dC/da$ . Além disso, observa-se que ao se avaliar  $G_I$  a partir dos métodos normatizados,  $dC/da$  é uma função do comprimento da trinca, que é medido experimentalmente durante o teste, ou seja,  $dC/da = f(a)$ . No entanto, ao se utilizar a metodologia de trinca equivalente, têm-se que  $a = f(C)$ , e, por consequência, a derivada  $dC/da$  também torna-se uma função do *compliance* experimental, ou seja, agora  $dC/da = f(C)$ . Isto implica que ao se alterar a dependência de  $dC/da$  quando se utiliza o método de trinca equivalente, os respectivos resultados de  $dC/da$  obtidos por qualquer metodologia *compliance* descrita serão semelhantes, resultando como consequência, à valores semelhantes de  $G_I$ .

Esta afirmação pode ser deduzida através da hipótese de que a derivada  $dC/da$  obtidas por dois métodos *compliance* distintos são semelhantes, por exemplo, assumindo que  $dC/da$  obtido pela teoria SBT é aproximadamente igual a  $dC/da$  obtido pela derivada da Eq. 4.27, representativa da metodologia de uma viga parcialmente suportada por uma fundação elástica, têm-se que:

$$\left. \frac{dC}{da} \right|_{SBT} \approx \left. \frac{dC}{da} \right|_{EF} \quad (4.29)$$

No qual, para a metodologia SBT, diferenciando a Eq. (4.2):

$$\left. \frac{dC}{da} \right|_{SBT} = \frac{2}{EI} a_{SBT}^2 \quad (4.30)$$

Substituindo a Eq. (4.3) na Eq. (4.30), têm-se que, para a metodologia SBT:

$$\left. \frac{dC}{da} \right|_{SBT} = \frac{2}{EI} \left( \frac{3CEI}{2} \right)^{2/3} \quad (4.31)$$

Analogamente, a mesma abordagem pode ser deduzida para a metodologia de fundação elástica, ou seja, diferenciando a Eq. 4.27 têm-se que:

$$\left. \frac{dC}{da} \right|_{EF} = \frac{2}{EI} (a_{EF} + \Delta_{EF})^2 \quad (4.32)$$

No qual a Eq. 4.27 pode ser também representada na forma:

$$(a_{EF} + \Delta_{EF}) = \left( \frac{3CEI}{2} \right)^{1/3} \quad (4.33)$$

Substituindo agora a Eq. 4.33 na Eq. 4.32, têm-se que para a metodologia de viga suportada por uma fundação elástica::

$$\left. \frac{dC}{da} \right|_{EF} = \frac{2}{EI} \left( \frac{3CEI}{2} \right)^{2/3} \quad (4.34)$$

Desta maneira, observa-se que as Eqs. 4.31 e 4.34 são equivalentes, comprovando desta maneira a hipótese de que:

$$\left. \frac{dC}{da} \right|_{SBT} = \left. \frac{dC}{da} \right|_{EF}$$

Para fins de comparação, o mesmo procedimento pode ser feito através da diferenciação da solução exata de uma viga parcialmente suportada por uma fundação elástica, representada pela Eq. 4.16. Neste caso, assumindo a mesma hipótese de que  $dC/da$  serão aproximadamente iguais para ambas as metodologias (SBT e EF), ao se utilizar o mesmo procedimento descrito resultará na seguinte expressão:

$$3\lambda^3 EIC \approx 3\lambda^3 EIC - 1 \quad (4.35)$$

Entretanto, pode ser verificado que, independente da configuração utilizada:

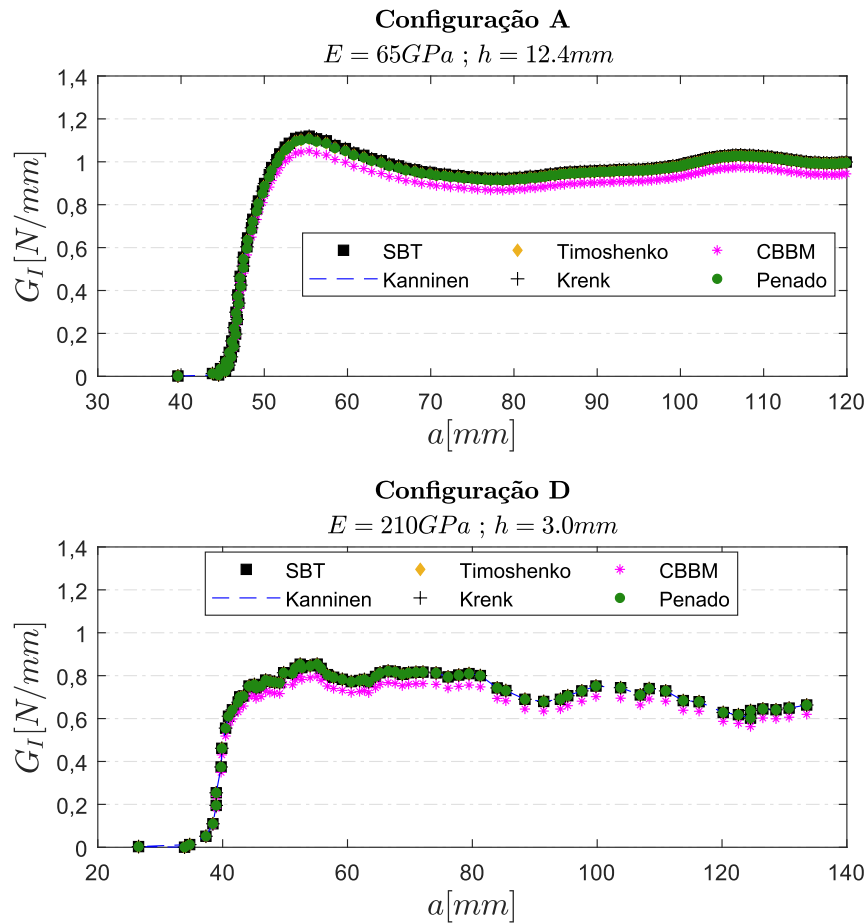
$$3\lambda^3 EIC \gg 1 \quad (4.36)$$

E que, portanto:

$$\left. \frac{dC}{da} \right|_{SBT} \approx \left. \frac{dC}{da} \right|_{EF}$$

Para melhor interpretação desta hipótese, a Fig. 31 ilustra a comparação da curva-R obtida para os testes experimentais de configurações A e D, utilizando a técnica de trinca equivalente para todas as metodologias *compliance* aqui descritas. Conforme ilustrado pela Fig. 31, não foram observadas diferenças significativa nos valores obtidos de  $G_I$ , independente da metodologia utilizada, com ressalva da metodologia CBBM.

**Figura 31** – Comparação entre as Curvas-R obtida por diferentes metodologias *compliance*, utilizando a técnica de trinca equivalente



Fonte: Elaborado pelo autor

A metodologia CBBM, apesar de ser equivalente a solução de Timoshenko, difere-se das outras metodologias pelo fato de utilizar-se de um módulo de flexão equivalente  $E_f$  em seu equacionamento. Conforme demonstrado pela Eq. 4.9, que pode ser visualizada abaixo, a obtenção do módulo de elasticidade equivalente é dependente da relação entre  $C_0$  e  $a_0$ , que por sua vez, são parâmetros que necessitam ser calibrados experimentalmente. Ademais, conforme demonstrado, o módulo de elasticidade equivalente representado pela Eq. 4.9 é obtido por uma metodologia não representativa do *compliance* de uma junta DCB, mesmo com a utilização do fator de correção  $\Delta$  de Williams (ver Cap. ??), resultando assim em valores menores do que o módulo de elasticidade do material aderente, visto que, para as configurações em análise,  $E_{fA} \approx 60GPa$  e  $E_{fA} \approx 190GPa$ , respectivamente para as configurações A e D. Ademais, pelo fato da metodologia CBBM ter sido desenvolvida originalmente para aderentes em material compósito, a obtenção de um módulo de elasticidade equivalente  $E_f$  apenas se torna relevante quando aplicada

à materiais ortotrópicos, portanto, é mais conveniente que  $E_f$  não seja aplicado quando utilizado aderentes com propriedades isotrópicas, o que faz com que sua solução se torne equivalente à de Timoshenko.

$$E_f = \left( C_0 - \frac{12(a_0 + |\Delta|)}{5BhG} \right)^{-1} \frac{8(a_0 + |\Delta|)^3}{Bh^3}$$

#### 4.8 Aplicação da metodologia de trinca equivalente para ensaios em fadiga submetidos ao Modo I

De acordo com o exposto, nota-se que a metodologia de trinca equivalente pode ser utilizada independente da metodologia *compliance* quando aplicada para obtenção de  $G_I$  de juntas DCB, entretanto, a mesma observação não é válida para obtenção do comprimento de trinca equivalente, sendo o mesmo dependente da metodologia escolhida. Desta maneira, a obtenção de um comprimento de trinca representativo do ensaio DCB torna-se de interesse para aplicações práticas de ensaios em fadiga em Modo I, no qual, para caracterização da vida em fadiga, faz-se necessário a obtenção da curva característica da taxa de propagação da trinca referente à quantidade de ciclos ( $N$ ) aplicados durante o ensaio, ou seja,  $a = f(N)$ .

Durante um ensaio experimental de fadiga, a abordagem mais comum se resume em aproximar a curva obtida através da relação entre  $a = f(N)$ , por uma função potencial na forma:

$$a = k_1 N^{n_1} \quad (4.37)$$

No qual os coeficientes  $k_1$  e  $n_1$  são determinados através de uma reta obtida pelo ajuste dos mínimos quadrados de uma curva  $\log(a)$  vs  $\log(N)$ :

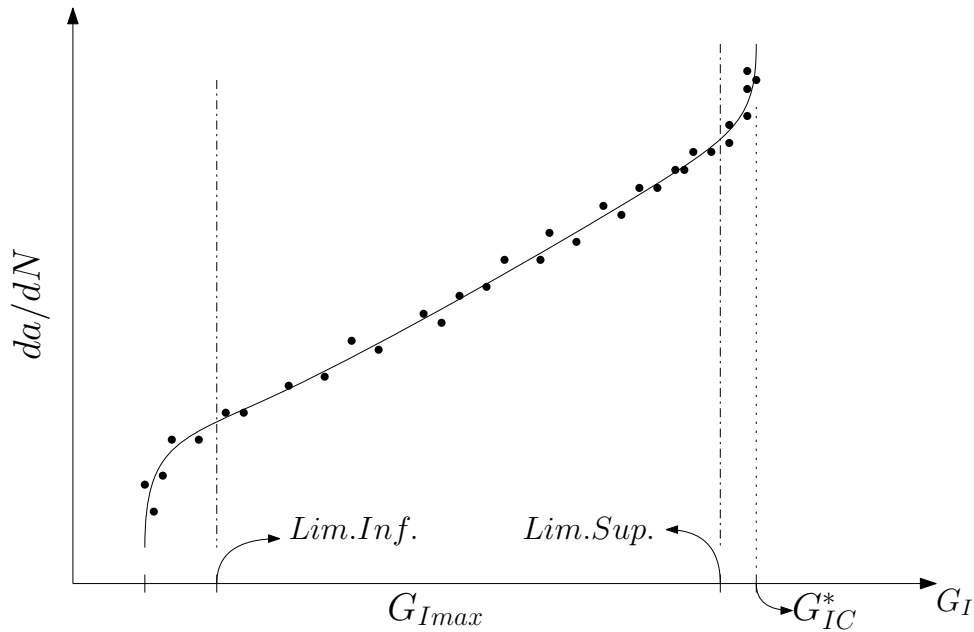
$$\log(a) = n_1 \log(N) + \log(k_1) \quad (4.38)$$

Quando aplicada à juntas coladas, a previsão de vida de uma estrutura contendo uma trinca pode ser obtida através da construção de uma curva  $da/dN$  vs  $G_{I_{max}}$ , sendo esta uma adaptação, da popularmente conhecida equação de Paris, definida por:

$$\frac{da}{dN} = k_2 (G_{I_{max}})^{n_2} \quad (4.39)$$

A Fig. 32 representa o comportamento típico da curva logarítmica de  $da/dN$  vs.  $G_{I_{max}}$  de um ensaio em fadiga aplicado à uma junta colada do tipo DCB. No qual  $G_{I_{max}}$  é obtido através da Eq. 4.41 utilizando a carga de maior amplitude ( $P_{max}$ ) durante o ensaio.

**Figura 32** – Representação típica da curva  $\log da/dN$  vs.  $\log G_{I_{max}}$  de um ensaio em fadiga aplicado à uma junta colada do tipo DCB



Fonte: Elaborado pelo autor

Observa-se através da Fig. 32 que, para um ensaio em fadiga com deslocamento constante aplicado, ocorrerá o decrescimento da amplitude da carga resultante ( $P_{max}$ ) à medida em que a trinca se propaga, e, conseqüentemente, o decrescimento da taxa de liberação de energia de deformação, fazendo com que a evolução da curva ocorra da direita para esquerda. Desta maneira, é notável que para ensaios em fadiga com juntas DCB submetidas ao Modo I, haverá dois limites no eixo  $G_I$  no qual seu comportamento não será linear. Acima do limite superior define-se a taxa crítica de liberação de energia propagada  $G_{Ic}^*$ , característica do adesivo sob fadiga, sendo o mesmo distinto de  $G_{Ic}$  obtido por ensaios quase-estáticos. Por fim, abaixo do limite inferior considera-se que a estrutura em análise terá vida infinita, ou seja, se mantido o deslocamento fixo aplicado, não ocorrerá mais a propagação da trinca para uma quantidade de ciclos inferior à  $10^6$ .

Para obtenção da curva representada pela Fig. 32 faz-se necessário a obtenção dos parâmetros  $da/dN$  e  $G_{I_{max}}$ , no qual, através da derivada da Eq. 4.37 obtêm-se:

$$\frac{da}{dN} = n_1 k_1 N^{n_1-1} \quad (4.40)$$

E, por Irwin Kies:

$$G_{I_{max}} = \frac{P_{max}^2}{2B} \frac{dC}{da} \quad (4.41)$$

De maneira similar, os coeficientes  $k_2$  e  $n_2$  da Eq. 4.39 são determinados através de uma reta obtida pelo ajuste dos mínimos quadrados de uma curva  $\log(da/dN)$  vs  $\log(G_{I_{max}})$ :

$$\log(da/dN) = n_2 \log(G_{I_{max}}) + \log(k_2) \quad (4.42)$$

Por fim, obtidos os coeficientes  $k_2$  e  $n_2$ , a previsão da vida em fadiga de uma junta DCB contendo uma trinca de comprimento inicial ( $a_i$ ), até seu comprimento crítico  $a_c$ , provocado por uma carga de amplitude  $P_c$ , pode ser obtido através da integração da Eq. 4.39, reescrevendo-a na seguinte forma:

$$\int_{a_i}^{a_c} da = k_2 (G_{I_c}^*)^{n_2} \int_0^{N_f} dN \quad (4.43)$$

Substituindo 4.41 em 4.43:

$$N_f = \int_{a_i}^{a_c} \frac{1}{k_2} \left[ \frac{P_c^2}{2B} \frac{dC}{da} \right]^{-n_2} da \quad (4.44)$$

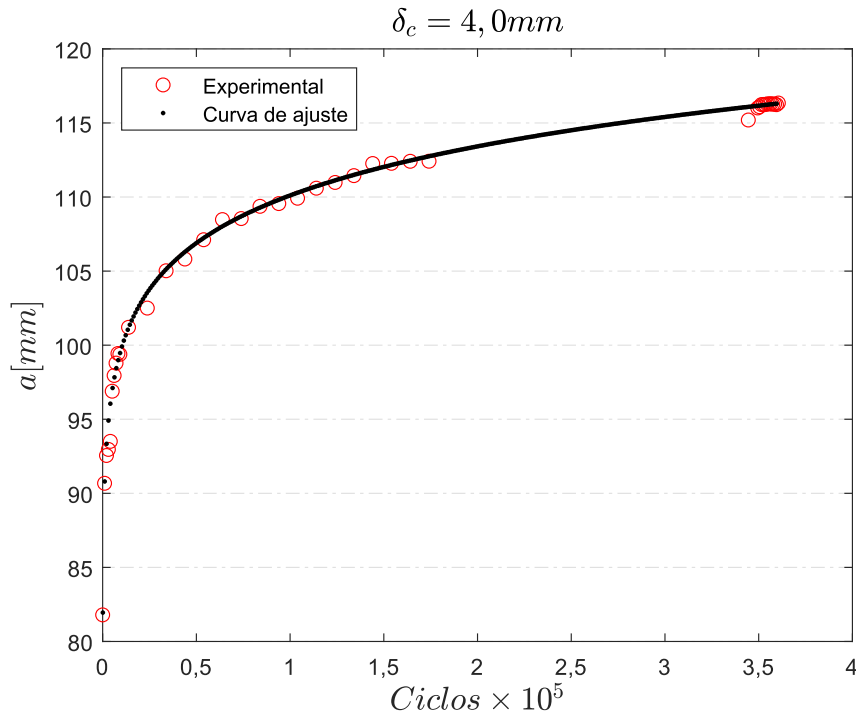
No qual  $dC/da$  pode ser obtido através da derivada de uma determinada expressão analítica *compliance* relativa à um espécime DCB em modo I. E  $a_c$  definido através da Eq. 4.41 utilizando-se o valor de  $G_{I_c}^*$  e o carregamento aplicado  $P_c$ .

#### 4.8.1 Investigação da metodologia de trinca equivalente aplicada à ensaios de fadiga

Para verificação da metodologia de trinca equivalente aplicada à ensaios de fadiga, foram utilizados os dados experimentais fornecidos por Pascoe *et. al* [77], disponível no repositório da universidade TU DELFT (4TU.*ResearchData*) [78], para um ensaio sob fadiga de uma junta colada submetida ao Modo I. No ensaio foram utilizados aderentes metálicos extraídos de uma chapa de alumínio (AL2024-T3), de espessura  $h = 6mm$  e comprimento  $L = 270mm$ . Corpos de prova de largura  $B = 25mm$  foram cortados da placa, no qual foram unidos com um filme adesivo epóxi (SOLVAY FM94®) com espessura  $t_a = 0,275mm$ . Antes do início do ensaio de fadiga os corpos de prova foram submetidos à um ensaio quase-estático sob Modo I até a ocorrência do início da propagação da trinca. Esta etapa foi realizada a fim de garantir uma trinca coesiva natural na camada adesiva. Ensaio experimentais foram realizados em uma máquina de ensaio de fadiga MTS com célula de carga de 10  $kN$  à uma frequência de 5  $Hz$ . O ensaio de fadiga foi feito sob deslocamento controlado do espécime DCB, com uma abertura de aproximadamente  $\delta_c = 4mm$ , até que a propagação da trinca não fosse mais observada. O comprimento da trinca foi obtido através de fotos tiradas das laterais do espécime DCB, por uma câmera com resolução de 20 pixels/mm.

Utilizando os dados experimentais disponibilizados [78] foi possível a elaboração da Fig. 33, no qual a relação entre o comprimento de trinca e a quantidade de ciclos foi obtido através do ajuste da curva  $a = f(N)$  por uma função potencial (Eq. 4.37).

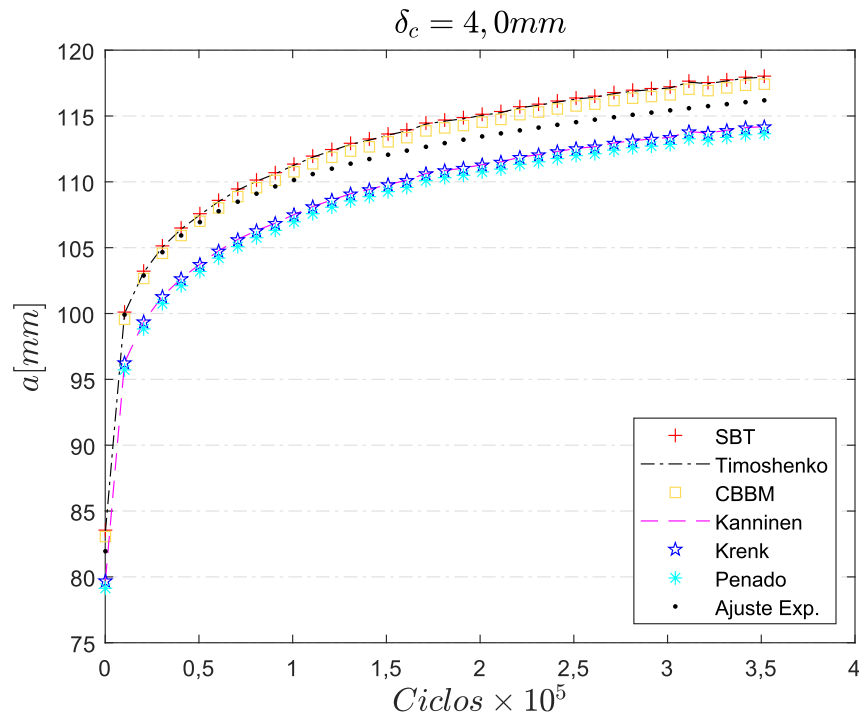
**Figura 33** – Obtenção de uma relação entre o comprimento de trinca e o número de ciclos de um ensaio de fadiga



Fonte: Elaborado pelo autor

Para obtenção do comprimento de trinca equivalente foram utilizados os dados experimentais do *compliance* obtido através da carga  $P_{max}$  referente ao deslocamento  $\delta_c = 4mm$ , ou seja,  $C = \delta_c/P_{max}$ , utilizando todas as metodologias descritas no capítulo 4.2. A Fig. 34 ilustra a comparação entre as curvas  $a$  vs.  $N$  obtidas pelo método de trinca equivalente e a trinca medida durante o ensaio.

**Figura 34** – Comparação entre as curvas de  $a$  vs.  $N$  obtidas pelo método de trinca equivalente e a trinca medida durante o ensaio

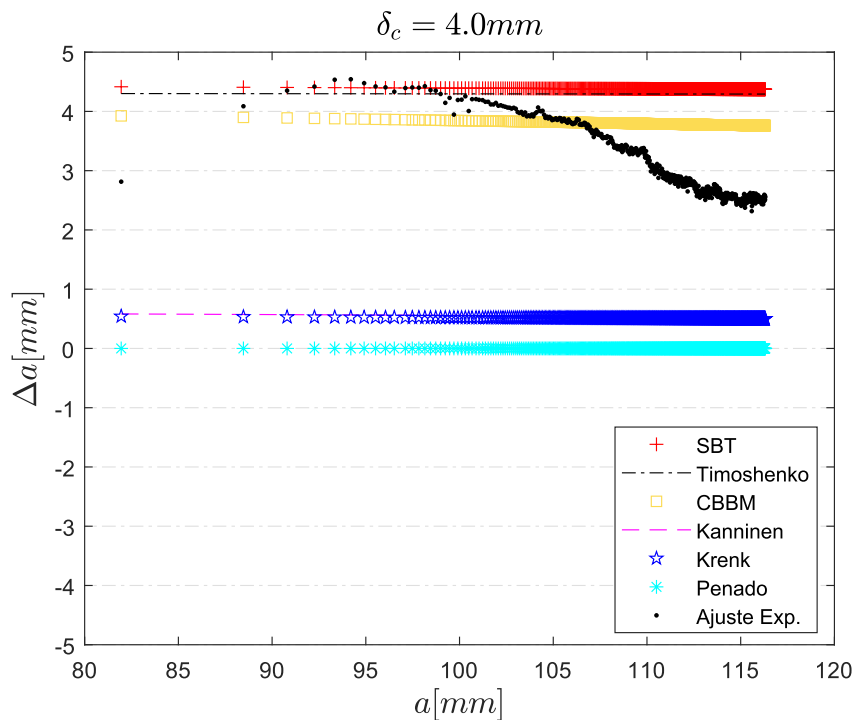


Fonte: Elaborado pelo autor

Os resultados demonstrados na Fig. 34 reafirmam o fato de que, para aderentes metálicos de pequena espessura, a diferença entre os comprimentos de trinca obtidos por diferentes métodos se torna menos expressiva. Utilizando o comprimento de trinca obtido pelo método de Penado (Eq. 4.23) como referência, pode-se obter a comparação entre a diferença dos comprimentos de trinca obtidos pelos diferentes métodos *compliance* ( $\Delta a = a_e - a_p$ ), incluindo os obtidos pela curva de ajuste do ensaio experimental. De acordo com os resultados representados pela Fig. 35, nota-se que, para a configuração do ensaio em questão, a maior diferença entre os comprimentos de trinca obtidos são aqueles avaliados pelo método SBT, sendo, em média, 4,4 mm maior do que aqueles obtidos pelo método Penado. Ademais nota-se uma oscilação nos comprimentos de trinca medidos experimentalmente, característico da introdução de incertezas durante o processo de obtenção do comprimento de trinca.



**Figura 35** – Diferença entre os comprimento de trinca equivalente previstos por métodos distintos e pelos comprimentos de trinca medidos experimentalmente



Fonte: Elaborado pelo autor

#### 4.8.2 Análise da curva de Paris

Para a obtenção da curva de Paris, faz-se necessário a obtenção de  $G_{I_{max}}$  avaliados pelos diferentes métodos, de acordo com a propagação da trinca. Visto que o comprimento de trinca foi medido experimentalmente, para melhor comparação entre os métodos, três abordagens distintas podem ser adotadas, no qual  $G_{I_{max}}$  pode ser avaliado:

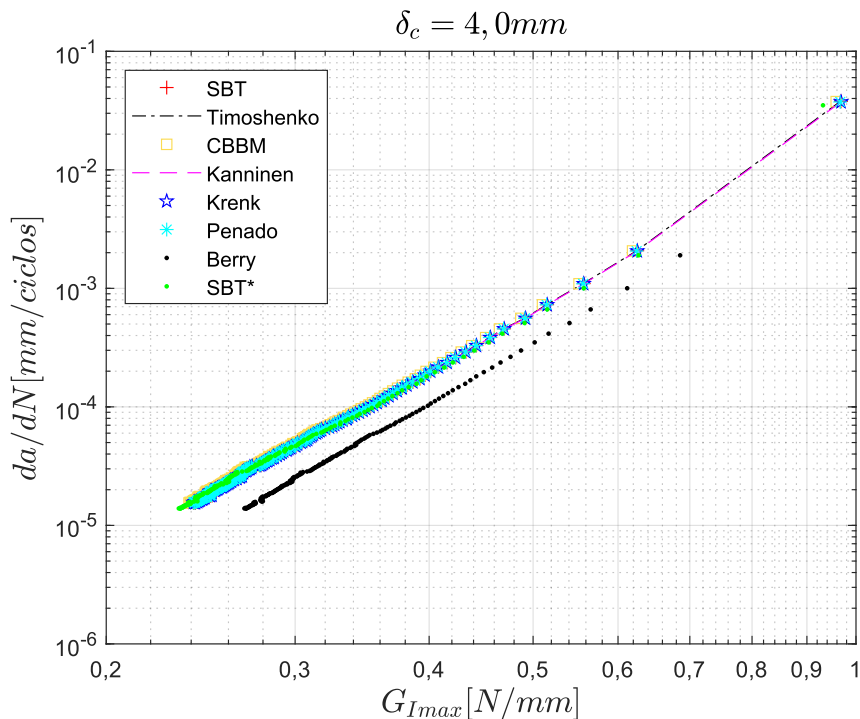
1. Pelos métodos *compliance* analíticos.
2. Pelos métodos de calibração de *compliance* experimental.
3. Pelos métodos de trinca equivalente.

Desta maneira, para o estudo em análise foi escolhido o método SBT para abordagem 1 (*SBT\**), o método Berry para a abordagem 2, e todos os métodos de trinca equivalente para a abordagem 3. A Figura 36 representa a comparação entre as curvas de Paris obtidas pelas diferentes abordagens adotadas, considerando apenas a região linear do gráfico.

De acordo com o demonstrado pela Fig. 36, observa-se a obtenção de curvas similares para todas as abordagens utilizadas. Tal comportamento era esperado para a metodologia de trinca equivalente, visto que  $G_{I_{max}}$  será similar para qualquer metodologia

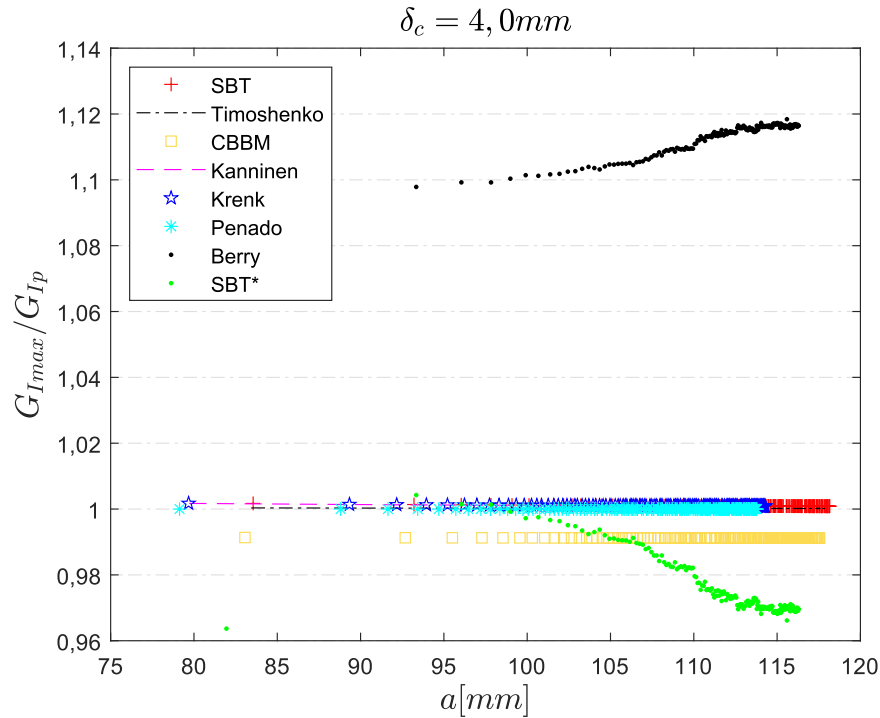
*compliance* aplicada. Entretanto, ao se utilizar a metodologia SBT com os comprimentos de trinca obtidos pela curva de calibração experimental (abordagem 1), obteve-se também uma curva similar aos demais métodos. Em contraste, a curva obtida pelo método Berry foi a que mais se distanciou dos demais métodos. Visto que os valores de  $da/dN$  serão os mesmos para as curvas das abordagens 1 e 2, esta diferença entre as curva pode ser atribuída exclusivamente à obtenção de valores distintos de  $G_{I_{max}}$ . Esta afirmação pode ser melhor interpretada através da análise da Fig. 37, que representa os valores de  $G_{I_{max}}$  obtidos pelas três abordagens, normalizados por  $G_{I_{max}}$  obtidos pelo método de fundação elástica proposto por Penado ( $G_{I_{max}}/G_{Ip}$ ). Desta maneira, observa-se que os valores de  $G_{I_{max}}$  obtidos pelo método de Berry são, em média, 11,5% maiores do que os obtidos pela metodologia de trinca equivalente, justificando assim o seu comportamento distinto na curva  $da/dN$  vs.  $G_{I_{max}}$ . Ademais, esta pequena defasagem no eixo das abscissas para abordagem 2 resultará na obtenção de  $G_{Ic}^*$  maior do que os demais métodos. Em se tratando da abordagem 1, observa-se que os valores obtidos de  $G_{I_{max}}$  são, em média, 2% menores do que os valores de referência, resultando assim, em um comportamento similar aos métodos de trinca equivalente.

**Figura 36** – Comparação entre as curvas de Paris obtidas por abordagens distintas



Fonte: Elaborado pelo autor

**Figura 37** – Normalização dos valores de  $G_{I_{max}}$  obtidos por diferentes abordagens, em função do comprimento de trinca



Fonte: Elaborado pelo autor

#### 4.8.3 Previsão da vida em fadiga

Uma vez definidos os coeficientes  $k_2$  e  $n_2$  da curva de Paris, dada uma carga externa ( $P_c$ ), para previsão de vida em fadiga desta estrutura é necessário o conhecimento de  $G_{I_c}^*$  do adesivo, no qual é utilizado para obtenção do comprimento de trinca crítico  $a_c$ . De acordo com o trabalho de Doucet [79], para o adesivo em análise (SOLVAY FM94®), a taxa de liberação de energia crítica sob fadiga do adesivo pode ser definida por  $G_{I_c}^* = 1,6[N/mm]$ . Desta forma, para uma carga qualquer,  $P_c = 1000N$ , o comprimento de trinca crítico pode ser obtido através da Eq. 4.41 para as diferentes metodologias *compliance*. A Tab. 12 informa os comprimentos de trinca crítico, bem como os coeficientes obtidos através da curva de Paris, para as diferentes metodologias analisadas.

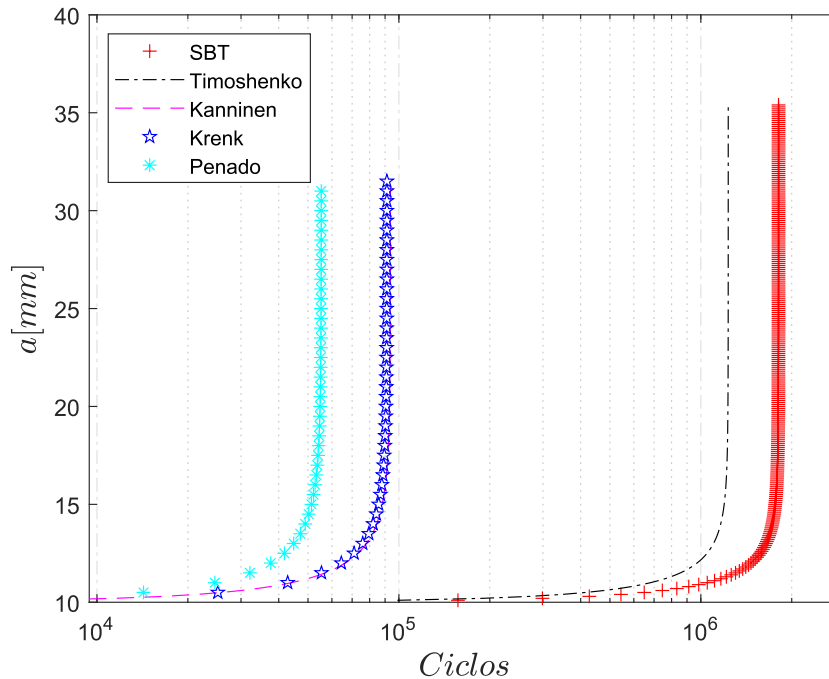
Por fim, para a mesma carga em análise, e por exemplo, para uma junta DCB contendo uma trinca inicial de comprimento  $a_i = 10mm$ , a previsão de vida desta estrutura pode ser estimada através da Eq. 4.44. Para melhor interpretação dos resultados, a Fig. 38 ilustra a comparação entre a previsão de vida em fadiga avaliadas por diferentes metodologias *compliance*.

**Tabela 12** – Comprimento de trinca crítica e coeficientes obtidos pela curva de Paris.

	SBT	Timoshenko	Kanninen	Krenk	Penado	Berry
$a_c[mm]$	35,50	35,50	31,66	31,62	31,22	38,81
$k_2$	0,0207	0,0209	0,0205	0,0205	0,0207	0,0128
$n_2$	5,06	5,06	5,05	5,05	5,05	5,20

Fonte: Elaborado pelo autor

Conforme observado pela Fig. 38, existe uma grande divergência entre a vida estimada através de cada metodologia, sendo a maior estimativa de  $N_f = 1,8 \cdot 10^6$  ciclos, prevista pela metodologia SBT, sendo ela, em média, 33 vezes superior à prevista pela metodologia de fundação elástica proposta por Penado ( $N_f = 5,5 \cdot 10^4$  ciclos). Visto que as diferentes metodologias convergiram em coeficientes de Paris similares, ao analisarmos a Eq. 4.44, pode-se concluir que ao se realizar a integração de  $(dC/da)$  elevado à potência, as pequenas diferenças entre seus valores se tornam significativas, fazendo com que a escolha da metodologia *compliance* exerça grande influência nos resultados.

**Figura 38** – Previsão da vida em fadiga avaliada para diferentes metodologias *compliance* para uma junta colada DCB sob Modo I

Fonte: Elaborado pelo autor

## 4.9 Conclusões parciais

A utilização da trinca equivalente pode simplificar os cálculos da taxa de liberação de energia de deformação de juntas DCB submetidas ao Modo I. O aspecto fundamental deste procedimento é a determinação do comprimento da trinca com base no *compliance* experimental do corpo de prova, o que evita o monitoramento da trinca durante os ensaios. No entanto, a precisão do comprimento de trinca obtido pelo método de trinca equivalente depende da precisão do respectivo método *compliance*.

Os resultados revelaram que as metodologias analíticas são influenciadas por parâmetros geométricos do espécime DCB, resultando em melhores previsões de *compliance* à medida que a trinca se torna mais longa e para corpos de prova DCB com aderentes mais finos. Ademais, foi observado que a obtenção de um comprimento de trinca equivalente é dependente da metodologia *compliance* utilizada, e que o uso das teorias de vigas SBT e de Timoshenko superestimam o comprimento real da trinca, o que pode levar a uma interpretação equivocada do comportamento da estrutura e da avaliação de sua integridade estrutural. Portanto, estas metodologias não são recomendadas para se obter um comprimento de trinca equivalente com base no *compliance* do corpo de prova. Por fim, em relação a todas as metodologias investigadas, o método *compliance* proposto por Penado 4.19, baseado numa viga parcialmente apoiada sobre uma fundação elástica, foi o método que proporcionou as melhores previsões de comprimento de trinca com base nos resultados de *compliance* computacionais.

Em termos da taxa de liberação de energia de deformação, observou-se que os valores da derivada  $dC/da = f(C)$  obtidos por diferentes métodos *compliance* são semelhantes quando se utiliza a abordagem de trinca equivalente. Consequentemente, a obtenção de  $G_{Ic}$  pode ser realizada por qualquer um dos métodos *compliance* descritos. Desta maneira, por questões de simplicidade, o uso da metodologia SBT é recomendado para se obter  $G_{Ic}$  de uma junta colada DCB, exclusivamente quando se utiliza o método de trinca equivalente, visto que é o método mais direto para se obter uma expressão para  $dC/da = f(C)$ .

Complementarmente, foi demonstrado que a metodologia de trinca equivalente pode ser estendida para aplicação à ensaios de fadiga de juntas DCB sob Modo I, sendo uma excelente ferramenta para obtenção dos parâmetros da curva de Paris, independente da metodologia *compliance* utilizada.



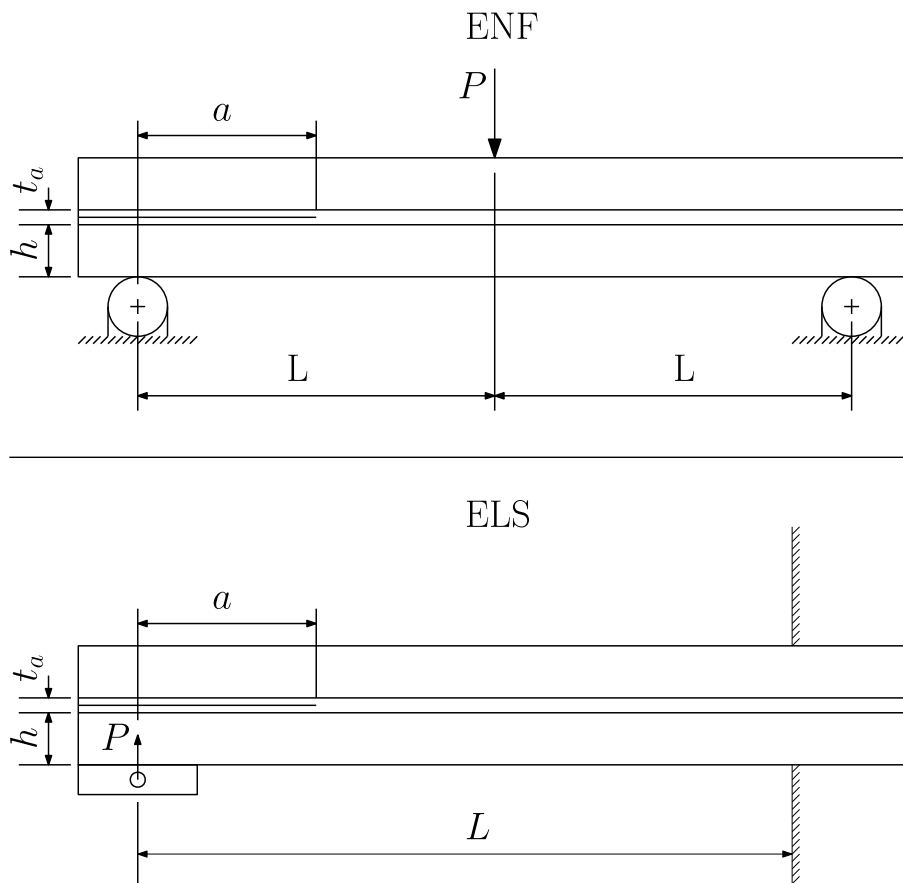
## 5 INVESTIGAÇÃO DE JUNTAS COLADAS SUBMETIDAS AO MODO II

No ponto de vista da previsão de falha de uma estrutura constituída por uniões adesivas, pode-se dizer que a obtenção de suas propriedades de fratura em Modo II são de mesma importância que às de Modo I. Entretanto, em comparação com o Modo I, os fatores envolvidos para determinação adequada de  $G_{IIc}$  são relativamente mais complexos, o que faz com que este tipo de ensaio seja menos estudado.

Historicamente, os ensaios de fratura em Modo II são conhecidos por apresentarem problemas relacionados ao crescimento instável da trinca, perturbação por atrito nos valores de  $G_{IIc}$ , e às dificuldades encontradas para monitoramento correto da trinca durante sua propagação. Para induzir um estado de cisalhamento puro na camada adesiva o espécime tende a ser flexionado, comprimindo assim os aderentes e a camada adesiva, o que dificulta a interpretação correta da localização da ponta da trinca. Tais circunstâncias são intrínsecas às características dos ensaios [49], e dificultam o estabelecimento de um consenso no meio científico na definição de uma metodologia apropriada para obtenção de  $G_{IIc}$ , e, conseqüentemente, na definição de uma norma. Desta maneira, é comum a utilização de normas desenvolvidas para obtenção das propriedades de fratura interlaminar de materiais compósitos reforçados por fibras, como referência para obtenção das propriedades de fratura de juntas adesivas em Modo II, sendo elas as normas ASTM D7905 e ISO 15114 [80, 81]. Entretanto, divergências são encontradas dentre os ensaios recomendados, sendo o ensaio *End Notched Flexure* (ENF) recomendado pela norma ASTM D7905 [80] e o *End Load Split* (ELS) recomendado pela norma ISO 15114 [81].

Os procedimentos para obtenção de  $G_{IIc}$  de juntas adesivas seguem o mesmos princípios aplicados ao Modo I, e basicamente, às mesmas geometrias dos corpos de prova, com a diferença da aplicação do carregamento. Os ensaios ENF e ELS consistem de um espécime DCB com vigas unidas por uma camada adesiva ( $t_a$ ) de espessura constante, e provida de uma trinca inicial ( $a_0$ ), no qual a aplicação de uma carga ( $P$ ) provoca o deslocamento em flexão ( $\delta$ ) da viga, provocando o cisalhamento e propagação da trinca entre as superfícies do aderente. A Figura 39 representa esquematicamente os ensaios ENF e ELS.

**Figura 39** – Representação esquemática dos ensaios *End Notched Flexure* (ENF) e *End Load Split* (ELS)



Fonte: Elaborado pelo autor

Conforme ilustrado pela Fig. 39, a diferença entre os dois ensaios se define na localização da aplicação da carga e das condições de contorno. No ensaio ENF a viga DCB é induzida a um ensaio de flexão 3 pontos, enquanto no ensaio ELS a viga se encontra fletida em balanço. Pela sua facilidade de execução, o ensaio ENF vem a ser o mais popular entre os dois métodos, no entanto, uma característica recorrente neste ensaio é a propagação instável da trinca, o que o limita apenas para obtenção de valores de iniciação de  $G_{IIc}$ , dificultando assim a definição de uma curva-R. Segundo Carlsson *et al.* [82], para obtenção de um crescimento de trinca estável no ensaio ENF, recomenda-se que o tamanho de trinca inicial  $a_0$  seja da ordem de 70% da metade da distância de separação entre os apoios, ou seja,  $0,7L$ . Em contraste, os problemas de instabilidades atribuídos ao método ENF podem ser minimizados através da utilização do ensaio ELS. Além da obtenção de uma propagação estável da trinca, os problemas de leitura e interpretação da ponta da trinca podem ser contornados através da utilização de um método de trinca equivalente, procedimento este recomendado pela norma ISO 15114 [81]. Entretanto, devido a baixa reprodutibilidade dos resultados entre os diferentes tipos de testes, a determinação de uma metodologia



apropriada para obtenção de  $G_{IIc}$  ainda carece de investigações suplementares.

De acordo com o exposto, percebe-se que, similarmente ao Modo I, as metodologias existentes para caracterização das propriedades de fratura de adesivos em Modo II também são influenciadas por fatores que dificultam a obtenção de resultados consistentes e confiáveis de  $G_{IIc}$ . Desta maneira, torna-se de interesse a investigação das metodologias *compliance* e de trinca equivalente aplicadas neste método, a fim de identificar os principais fatores que afetam a determinação de  $G_{IIc}$ . Embora em certas situações o ensaio ELS possua vantagens sobre o ensaio ENF, o espécime ENF foi o que mais se popularizou devido a sua simplicidade na montagem e execução do teste, manufatura dos corpos de prova e facilidade na dedução de sua metodologia *compliance*. Conseqüentemente, o restante deste capítulo tratará exclusivamente sobre os parâmetros relacionados ao ensaio ENF para determinação de  $G_{IIc}$  de juntas adesivas com aderentes metálicos.

### 5.1 Investigação das metodologias *compliance* para obtenção de $G_{IIc}$

Para um ensaio ENF, representado pela Fig. 39, o deslocamento em flexão de uma viga DCB bi-apoiada, provocado por uma carga central, contendo uma trinca longitudinal de comprimento  $a$ , localizada no centro de uma de suas faces laterais pode ser estimado pela teoria simples de vigas de acordo com a seguinte expressão:

- *Simple Beam Theory*

$$C_{SBT} = \frac{\delta}{P} = \frac{(3a^3 + 2L^3)}{8EBh^3} \quad (5.1)$$

Analogamente ao Modo I, variações do modelo da teoria simples de vigas foram desenvolvidos visando obter descrições mais realistas do comportamento de uma junta ENF, desta maneira, a Eq. 5.1 pode ser modificada através da incorporação da componente relacionada à deformação por cisalhamento transversal.

- *Timoshenko Beam Theory*

De acordo com a Teoria das vigas de Timoshenko, tem se que:

$$C = \frac{(3a^3 + 2L^3)}{8EBh^3} + \frac{3L}{10GBh} \quad (5.2)$$

Ou, em termo da teoria simples de viga a Eq. 5.2 pode ser expressa também como:

$$C = C_{SBT} + \frac{3L}{10GBh}$$

Na literatura, diversas são as abordagens utilizadas para obtenção do parâmetro relacionado ao cisalhamento, onde um resumo das expressões analíticas mais relevantes podem ser consultadas com detalhes nos trabalhos de Carlsson e Gillespie [83], entretanto, todas as metodologias propostas são desenvolvidas para obtenção do *compliance* de compósitos laminados reforçados por fibras unidirecionais. Nestes modelos, a camada adesiva é considerada infinitamente fina, e portanto, seus parâmetros são desconsiderados nos equacionamentos.

Em se tratando de juntas adesivas, correções alternativas são propostas para considerar os efeitos existentes na ponta da trinca, bem como a existência de uma zona de processo de fratura. Para ensaios ENF, o método mais popular é o proposto por Wang e Williams [84], no qual o comprimento de trinca é corrigido pela adição de um fator  $\Delta$ . Este método é uma adaptação do método proposto para uma viga DCB em Modo I [11]. Visto que estes efeitos são relevantes no ensaio em Modo I, Wang e Williams assumem que sua análise será de mesma importância para o Modo II, onde o *Compliance* para uma viga ENF é descrito por:

$$C = \frac{3(a + \Delta_{II})^3 + 2(L + \Delta_I)^3}{8EBh^3} \quad (5.3)$$

Sendo os fatores de correção  $\Delta_I$  e  $\Delta_{II}$  obtidos através da seguinte expressão:

$$\Delta_{I,II} = h \sqrt{\frac{1}{\kappa} \frac{E_1}{G_{12}} \left[ 3 - 2 \left( \frac{\Gamma}{1 + \Gamma} \right)^2 \right]} \quad (5.4)$$

e

$$\Gamma = 1,18 \frac{\sqrt{E_1 E_2}}{G_{12}}$$

No qual para  $\Delta_I$ ,  $\kappa = 11$ , e para  $\Delta_{II}$ , Williams através de um método semi-empírico determinou que um valor de  $\kappa = 63$  resultavam nas melhores comparações com modelos computacionais. Para o caso isotrópico,  $\Delta_I$  pode ser aproximado para um valor de  $0,67h$ , e  $\Delta_{II}$ , por sua vez, como sendo  $0,42\Delta_I$ .

Por último, o *compliance* de um espécime ENF também pode ser facilmente obtido através de um método de calibração experimental, no qual a partir de um corpo de prova contendo uma trinca relativamente extensa, o comprimento de trinca inicial pode ser alterado através da variação da distância entre os pontos de apoio, possibilitando assim obter uma curva  $C = f(a)$ . Entretanto, este método possui a desvantagem de ser demorado, visto que deve ser repetido para cada corpo de prova analisado, pois pequenas variações geométricas podem alterar o *compliance* do espécime [83], e por consequência, os parâmetros da curva obtida.

## 5.2 Método de trinca equivalente aplicado ao Modo II

Visto que ensaios em Modo II (ENF) apresentam problemas relacionados à visualização e crescimento instável da trinca, se torna conveniente à utilização de um método de trinca equivalente para evitar o seu monitoramento durante o ensaio. Utilizando a expressão analítica da teoria das vigas, a Eq. 5.1 pode ser reescrita para obtermos  $a = f(C)$ , resultado na seguinte expressão:

$$a_{SBT} = \left( \frac{8EBh^3C}{3} - \frac{2L^3}{3} \right)^{1/3} \quad (5.5)$$

De acordo com a Eq. 5.5, observa-se que a mesma é dependente do módulo de elasticidade do material. Sabe-se que para ensaios envolvendo flexão (tanto para Modo I ou II), deve-se utilizar o módulo de flexão ( $E_f$ ) do material nas equações de *compliance*, entretanto, quando utilizado aderentes metálicos com propriedades isotrópicas, pode-se assumir que seu módulo de flexão pode ser aproximado pelo módulo de elasticidade do material, ou seja,  $E_f \approx E$ . Em contraste, quando utilizados aderentes fabricados em material compósito esta aproximação não pode ser feita, visto que seu módulo de flexão muitas vezes é menor do que o seu módulo de elasticidade longitudinal. Desta maneira, De Moura *et al.* [30] formularam um processo alternativo para a obtenção de um comprimento de trinca equivalente, no qual a mesma é dependente também de um módulo de flexão equivalente da viga ( $E_{feq}$ ), no local de ( $E$ ), possibilitando assim a utilização deste método quando o módulo de flexão do aderente é desconhecido. Baseado na teoria de vigas de Timoshenko, este método ficou conhecido como *Compliance-based Beam Method* (CBBM), no qual a obtenção da trinca equivalente para um ensaio ENF pode ser deduzida através da Eq. 5.2:

$$C = \frac{(3a^3 + 2L^3)}{8EBh^3} + \frac{3L}{10GBh}$$

Para um comprimento de inicial  $a_0$  conhecido, pode-se obter experimentalmente o *compliance* inicial  $C_0$  referente à este comprimento de trinca. Neste caso, a Eq. 5.2 pode ser reescrita em função destas constantes, obtendo-se assim um módulo de flexão equivalente:

$$E_{feq} = \frac{(3a_0^3 + 2L^3)}{8Bh^3C_{0cor}} \quad (5.6)$$

Onde:

$$C_{0cor} = C_0 - \frac{3L}{10GBh} \quad (5.7)$$

Reescrevendo agora a Eq. 5.2, para a trinca equivalente referente ao método de Timoshenko têm-se que:

$$a_{CBMM} = \left( \frac{8E_{feq}Bh^3C_{cor} - 2L^3}{3} \right)^{1/3} \quad (5.8)$$

No qual a variável  $C_{cor}$  é obtida através do *compliance* obtido experimentalmente:

$$C_{cor} = C - \frac{3L}{10GBh} \quad (5.9)$$

Substituindo agora a Eq. 5.6 em 5.8, obtêm-se por fim:

$$a_{CBMM} = \left[ \frac{C_{cor}}{C_{0cor}} a_0^3 + \left[ \frac{C_{cor}}{C_{0cor}} - 1 \right] \frac{2L^3}{3} \right]^{1/3} \quad (5.10)$$

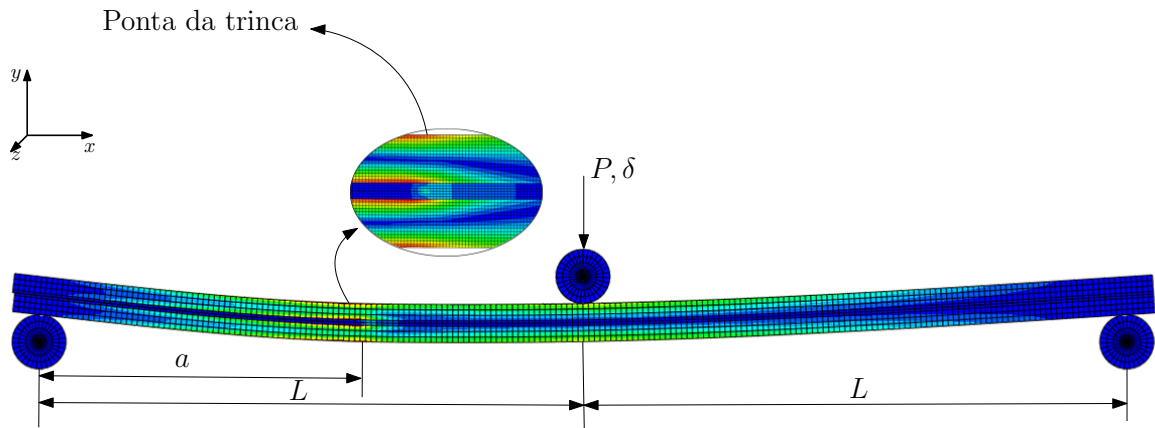
### 5.3 Modelo computacional

Apresentados os modelos *compliance* desenvolvidos para o Modo II, faz-se necessário a existência de um modelo de referência para avaliar a viabilidade das formulações analíticas em estimar o *compliance* de um junta ENF.

Seguindo as diretrizes utilizadas para validação dos métodos analíticos em Modo I, foi desenvolvida uma análise computacional no software de elementos finitos ABAQUS®, para obtenção do *compliance* de uma junta ENF sob carregamento em Modo II, considerando diferentes comprimentos de trinca. Uma vez validados, os resultados computacionais foram então usados como referência para averiguar a viabilidade das formulações analíticas em reproduzir a previsão do *compliance* dos testes experimentais.

A modelagem computacional consistiu de um modelo bidimensional, linear-elástico isotrópico, com elementos quadráticos de 8 nós possuindo estado plano de tensões (CPS8) para os aderentes, e elementos quadráticos de 8 nós possuindo estado plano de deformação (CPE8) para a camada adesiva. Analogamente ao Modo I, após a realização de análises de convergência de malha, foi verificado convergência para malhas menores do que 2 mm, desta maneira, para melhor refinamento do modelo foi definida uma malha de tamanho 0,2 mm, atribuída aos aderentes e à camada adesiva. Uma representação esquemática do modelo utilizado pode ser visualizada na Fig. 40.

**Figura 40** – Representação esquemática do modelo computacional ENF.



Fonte: Elaborado pelo autor

As condições de contorno consistiram no engaste de dois suportes de apoio na parte inferior do modelo, sendo a viga ENF bi-apoiada nestes suportes. Propriedades de contato foram criadas para gerar interação entre as superfícies da viga e os suportes, e para que também ocorresse o deslizamento entre as faces da viga ENF na região da trinca. Por fim, a simulação em Modo II foi realizada através da aplicação de um deslocamento na direção negativa do eixo  $y$ , aplicada no suporte superior.

Conforme investigado no Cap. 4, foi constatado que a qualidade dos valores *compliance* estimados pelos métodos analíticos são dependentes dos parâmetros geométricos da junta ENF, desta maneira, o modelo computacional foi validado para duas espessuras de aderentes distintas, comparando-se as previsões numéricas com as curvas experimentais de ensaios ENF encontrados na literatura [2, 85], no qual as propriedades e dimensões dos aderentes e adesivos estão discretizadas respectivamente nas Tabelas 13 e 14.

**Tabela 13** – Propriedades dos espécimes utilizados para validação do modelo computacional ENF.

Configuração	A	B
Aderente	Ref [85]	Ref [2]
$E[GPa]$	70	70
$L[mm]$	100	100
$B[mm]$	25,0	25,4
$h[mm]$	12,7	3,0
$a_0[mm]$	60	60

Fonte: Elaborado pelo autor

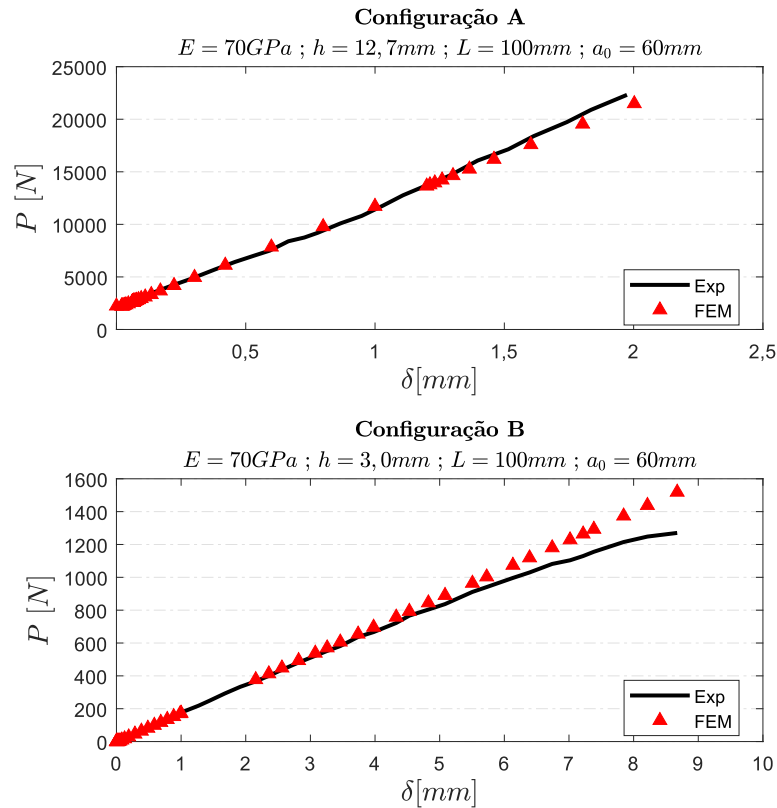
**Tabela 14** – Propriedades dos Adesivos - Ensaio ENF.

Configuração	A	B
Adesivos	Ref [85]	Ref [2]
$E_a[MPa]$	2000	2000
$t_a[mm]$	1,0	1,0

Fonte: Elaborado pelo autor

A validação do modelo computacional foi feita através da comparação entre as curvas  $P - \delta$  obtidas através dos ensaios experimentais e pelo modelo computacional em elementos finitos (FEM), no qual pode ser visualizada através da Fig. 41. Desta maneira, assume-se que a curva  $P - \delta$  terá um comportamento linear para um determinado comprimento de trinca inicial, ou seja, antes da propagação da trinca. Observa-se através da Fig. 41, que as simplificações adotadas pelo modelo 2D são suficientes para a simulação de uma junta ENF, vistos que os resultados previstos pelo modelo apresentaram razoável concordância com as curvas experimentais, para as duas configurações investigadas.

**Figura 41** – Comparação entre os ensaios experimentais e o modelo computacional (FEM) do *compliance* inicial ( $C_0 = \delta/P$ ) de um ensaio ENF

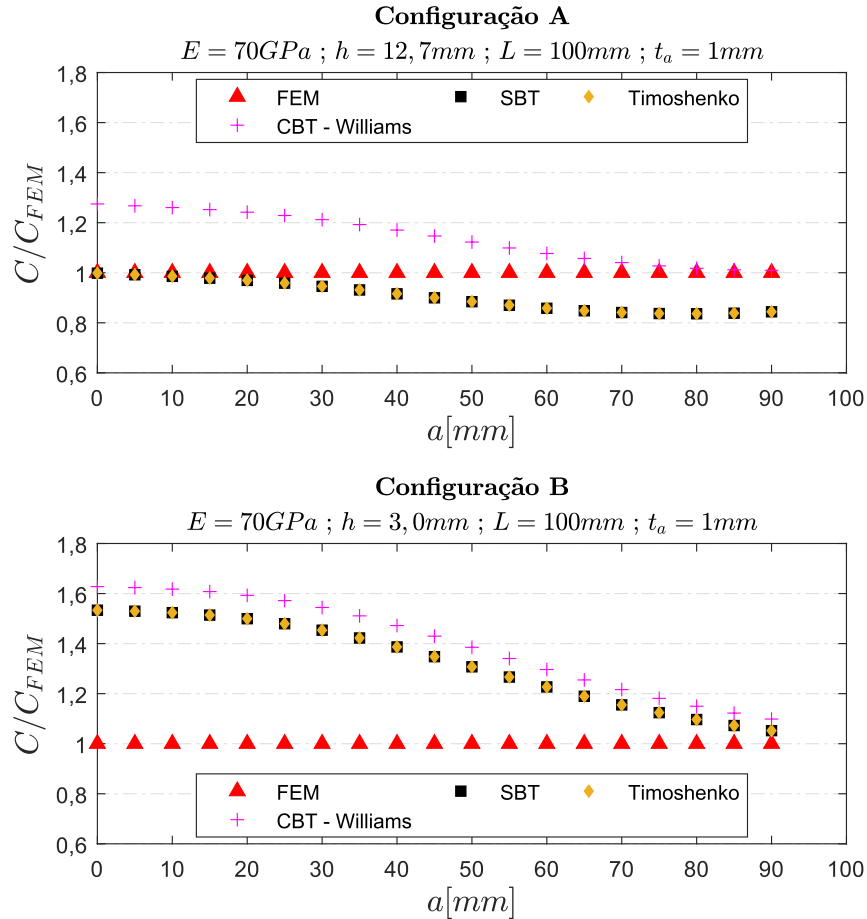


Fonte: Elaborado pelo autor

#### 5.4 Análise crítica dos métodos *compliance* aplicados ao ensaio ENF

A investigação foi conduzida através da comparação entre os valores do *compliance* obtidos pelo modelo em elementos finitos e as previsões estimadas pelos métodos analíticos, para as mesmas configurações DCB relacionadas nas Tabs. 13 e 14. A investigação da variação do *compliance* com o comprimento de trinca foi realizada através da imposição arbitrária de comprimentos de trinca, variando entre 0 à 90 mm. Para melhor interpretação dos resultados, todos os resultados analíticos foram normalizados em termos dos resultados do modelo computacional ( $C/C_{FEM}$ ). A Figura 42 representa as previsões normalizadas do *compliance* analítico em relação ao comprimento da trinca.

**Figura 42** – Comparação entre as previsões analíticas e computacionais (FEM) do *compliance* de uma junta ENF em relação ao comprimento de trinca, considerando diferentes configurações de geometria



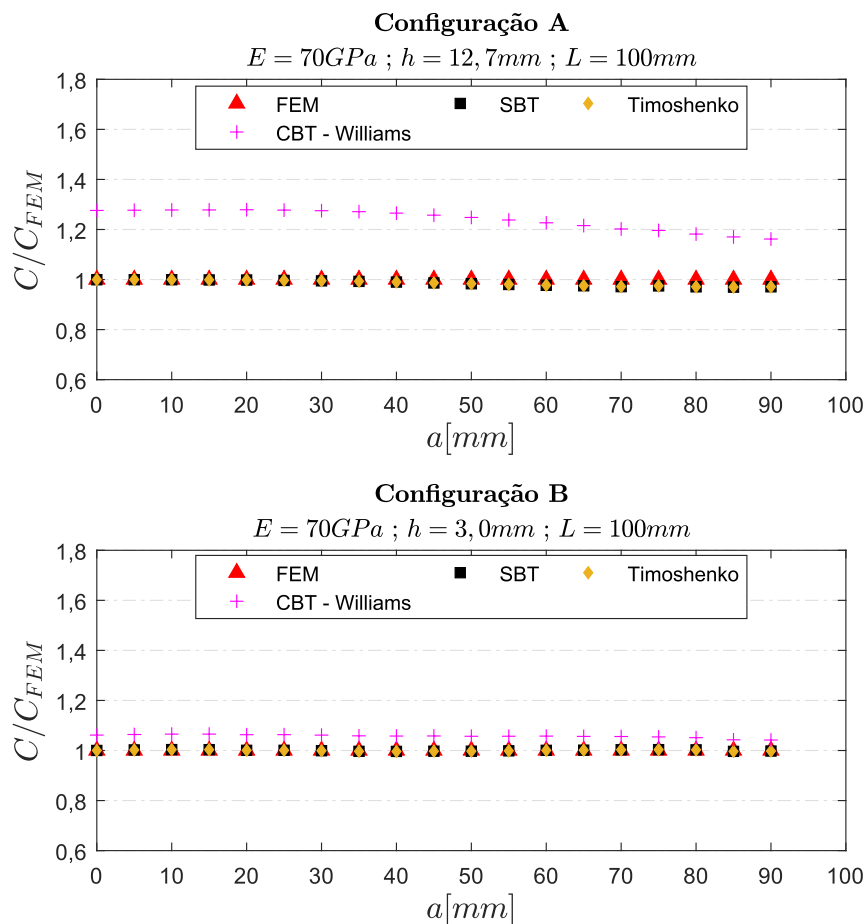
Fonte: Elaborado pelo autor

De acordo com a Fig. 42, observa-se novamente uma dependência geométrica das metodologias analíticas na previsão correta do *compliance* de uma junta ENF, entretanto, em contraste com o Modo I, são obtidos melhores resultados à medida em que se aumenta a espessura do aderente. Observa-se também que para aderentes de pequena espessura (Configuração B), as metodologias *compliance* se aproximam dos resultados previstos pelo modelo computacional à medida em que a trinca se propaga. Uma possível interpretação para este acontecimento pode ser atribuída à redução da interferência das propriedades do adesivo no *compliance* global com a propagação da trinca, visto que a presença do adesivo não é considerada no equacionamento analítico. Entretanto, é de se esperar que o mesmo efeito seja válido para aderentes espessos (Configuração A), o que não é o caso. Observa-se que para aderentes espessos ocorre um distanciamento das previsões analíticas em relação ao modelo computacional, à medida em que a trinca se propaga. Este acontecimento levanta



a suspeita de que o modelo computacional pode não estar representando corretamente o comportamento de um ensaio ENF. Desta maneira, foi realizada uma segunda validação do modelo, através da simulação de um ensaio ENF sem a presença da camada adesiva, e seus resultados comparados com as previsões analíticas. A simulação foi realizada utilizando os mesmos parâmetros do modelo já descrito, utilizando desta vez somente as propriedades do espécime descritas na Tab. 13. A Figura 43 representa a comparação entre as previsões analíticas e computacionais (FEM) do *compliance* de um espécime ENF sem a influência da camada adesiva. Observa-se através da Fig. 43, que quando a camada adesiva é removida os resultados previstos pelo modelo analítico são totalmente consistentes com os resultados obtidos pelo modelo computacional, indicando desta maneira que as simplificações adotadas pelo modelo 2D são suficientes para a convergência de bons resultados.

**Figura 43** – Comparação entre as previsões analíticas e computacionais (FEM) do *compliance* de um espécime ENF sem camada adesiva.



Fonte: Elaborado pelo autor

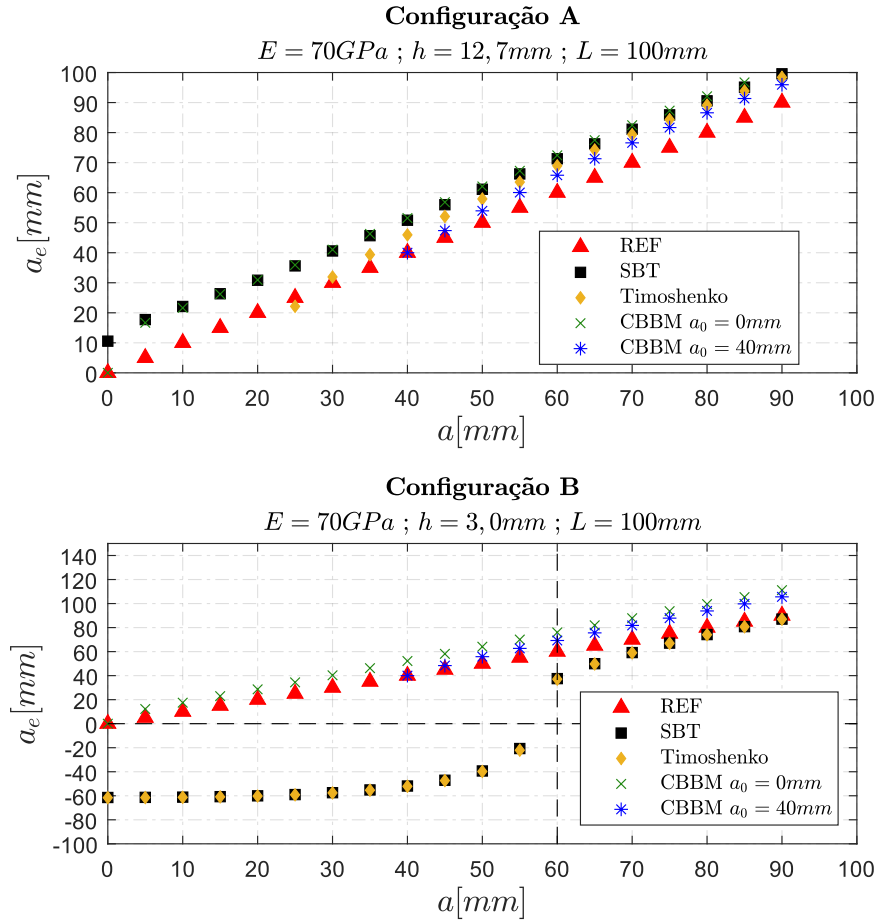
Através da análise das Figs. 42 e 43, observa-se também que a correção da teoria simples de vigas, pela a inclusão de efeitos de cisalhamento, não alteram significativamente

os valores do *compliance* obtidos pelo método SBT, indicando que a contribuição da componente relacionada à deformação por cisalhamento transversal é pouco expressiva para as duas configurações analisadas. Por fim, verifica-se que as correções propostas pelo método de Williams não resultam em boas previsões do *compliance* de uma junta ENF, principalmente para aderentes espessos, visto que os fatores de correção  $\Delta_{I,II}$  são dependentes da espessura  $h$  do aderente.

### **5.5 Investigação da metodologia de trinca equivalente aplicada à ensaios do tipo ENF**

Uma vez investigadas as metodologias analíticas desenvolvidas para a previsão do *compliance* de uma viga ENF, é de interesse agora investigar a obtenção do comprimento de trinca equivalente através destas metodologias. Dentre os métodos analisados, foi constatado que a teoria simples de vigas e de Timoshenko não são resultam em boas previsões de *compliance* na presença da camada adesiva, desta maneira, é de se esperar que os comprimentos de trinca estimados por estas metodologias também não sejam representativos do ensaio. Esta investigação foi feita através da substituição dos valores do *compliance* determinados pelos modelos computacionais e das propriedades do espécime ENF, em suas respectivas formulações. As previsões de trincas equivalentes foram avaliadas para as duas configurações ENF detalhadas nas Tabs. 13 e 14, utilizando as metodologias SBT, Timoshenko e CBBM. A Figura 44 representa a comparação entre os comprimentos de trinca previsto pelos métodos analíticos e o comprimento de trinca correspondente utilizado no modelo computacional. Segundo a Fig. 44, quanto mais as curvas representadas pelos métodos analíticos se aproximarem da curva de referência, representada pelo nome "REF", melhor será sua estimativa de uma trinca equivalente.

**Figura 44** – Comparação entre os comprimentos de trinca equivalente previstos pelos métodos analíticos e o comprimento de trinca correspondente utilizado no modelo FEM, obtidos por diferentes configurações de geometria ENF.



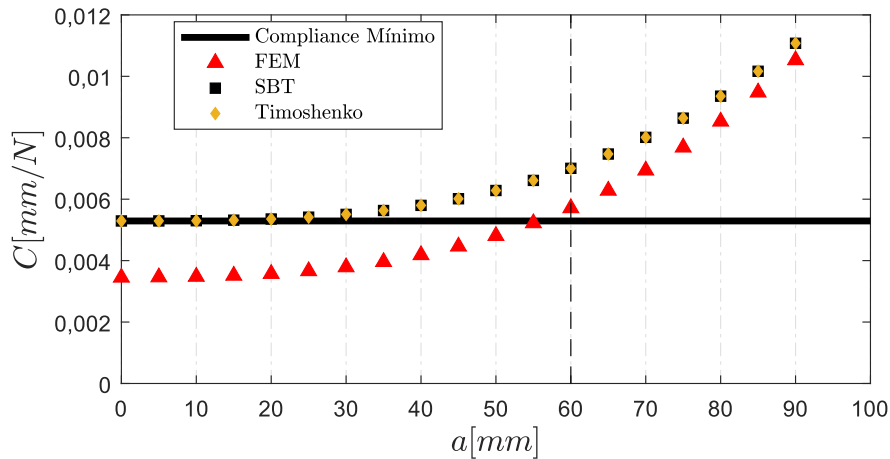
Fonte: Elaborado pelo autor

Através da análise da Fig. 44, observa-se a obtenção de comprimentos de trinca negativos para as metodologias SBT e Timoshenko, o que não é um resultado fisicamente aceitável. Este fenômeno pode ser melhor interpretado através da análise da Fig. 45, que ilustra a comparação entre o *compliance* estimado pelo modelo FEM e pelos métodos analíticos.

Observa-se que para os métodos analíticos, para uma determinada configuração de espécime ENF, haverá um *compliance* mínimo, obtido para um comprimento de trinca nulo ( $a = 0$ ). No entanto, para o modelo computacional, a presença da camada adesiva provoca um aumento da rigidez do sistema, e conseqüentemente, o valor do *compliance* para um comprimento de trinca nulo é menor do que o *compliance* previsto pelas expressões analíticas. Desta maneira, a utilização de um *compliance* menor do que o *compliance* mínimo previsto por sua metodologia analítica nas expressões de trinca equivalente,

resultará na obtenção de um comprimento de trinca negativo. Observa-se na Fig. 44 que para *compliance* maiores do que o mínimo ocorre a mudança no comportamento da curva de trinca equivalente, passando a se obter resultados positivos. Entretanto, para um ensaio experimental a utilização de comprimentos de trinca menores do que  $0,5L$  não é recomendada, o que pode evitar a obtenção de comprimentos de trinca negativos. Observa-se que este fenômeno é mais expressivo para o espécime de configuração B, no qual a espessura da camada adesiva é cerca de  $1/3$  da espessura dos aderentes, e que, portanto, promove maior interferência no *compliance* do sistema. Em contrapartida, o mesmo não ocorre para o método CBBM, no qual, é possível observar através da Eq. 5.10, que a mesma é modelada de tal forma que o menor comprimento de trinca obtido será sempre o comprimento de trinca inicial utilizado como referência, resultando nesta maneira, a obtenção de comprimentos de trinca positivos.

**Figura 45** – Comparação entre o *compliance* analítico e modelo FEM - Configuração B



Fonte: Elaborado pelo autor

## 5.6 Conclusões Parciais

Neste capítulo foi visto que ensaios de juntas coladas submetidas ao Modo II são mais sensíveis aos parâmetros geométricos e de material, quando comparados aos ensaios sob Modo I. Complementarmente, foi observado que a presença da camada adesiva é capaz de influenciar a rigidez do sistema, principalmente quando utilizadas a combinação de adesivos espessos junto com aderentes finos. Desta maneira, as metodologias *compliance* preveem melhores resultados à medida em que se aumenta a espessura dos aderentes. Consequentemente, uma vez que a metodologia de trinca equivalente é dependente da metodologia *compliance* utilizada, a mesma também é influenciada por parâmetros geométricos da junta, sendo sua utilização menos eficiente do que quando aplicada ao Modo I.

## 6 CONCLUSÃO

Neste trabalho, foi realizada uma investigação dos métodos normatizados em obter a taxa de liberação de energia de deformação de juntas DCB sob carregamentos em Modo I e II. Complementarmente, uma análise crítica foi realizada para investigar as limitações dos métodos normatizados na previsão dos valores do *compliance* de juntas DCB, considerando diferentes comprimentos de trincas.

Utilizando um modelo computacional como referência, os resultados mostraram que a correção recomendada pela teoria de vigas corrigida para considerar efeitos de cisalhamento transversal (SCBT) não foi adequada em prever o *compliance* de juntas DCB. Segundo uma análise crítica realizada, foi demonstrado que a abordagem recomendada pela metodologia CBT para se obter  $\Delta$  utilizando a curva  $C^{1/3}$  versus  $a$  experimental, é sensível à introdução de erros provenientes da metodologia utilizada para medição do comprimento de trinca, o que pode resultar em grandes valores de  $\Delta$  e, como consequência, induzir erros nos valores previstos do *compliance*. Complementarmente, foi demonstrado que a obtenção de um fator  $\Delta$  incorreto resulta também na previsão incorreta do módulo elástico da viga recalculado pela metodologia CBT. Como demonstrado, a interpretação de  $\Delta$  é mais complexa do que apenas uma correção para o comprimento da trinca, e sua obtenção deve ser, quando possível, estimada analiticamente.

Embora para o ensaio experimental analisado, as metodologias *compliance* recomendadas pelas normas tenham convergido em valores de  $G_{Ic}$  semelhantes, o uso de medidas imprecisas de comprimento de trinca, devido às incertezas introduzidas nos métodos de medição, não garantem que o valor estimado de  $G_{Ic}$  seja representativo do adesivo utilizado no ensaio DCB. Foi visto que a taxa crítica de liberação de energia de deformação, avaliada utilizando o comprimento de trinca medido experimentalmente, subestimou em cerca de 14% o resultado de  $G_{Ic}$  avaliado utilizando a curva de *compliance* ajustada com base no modelo computacional (exclusivamente para a configuração em análise). Ademais, foi demonstrado que o uso de um modelo computacional vem a ser uma boa alternativa para se obter a curva *compliance* em termos do comprimento da trinca de um corpo de prova DCB, sem aspectos de incertezas no comprimento de trinca. No entanto, o método computacional proposto é válido apenas para configurações de juntas DCB operando no regime linear elástico. Por fim, este procedimento não exclui a necessidade de realizar ensaios experimentais, uma vez que os valores de  $P$  e  $\Delta$  após a propagação da trinca ainda são necessários para avaliação do  $G_{Ic}$ . Como considerações relevantes, deve-se ter ciência de que o comprimento de trinca é o fator mais crítico ao se avaliar o *compliance* e  $G_{Ic}$  de uma junta DCB, e portanto, resultados mais representativos podem ser obtidos com o auxílio de metodologias alternativas para se obter o comprimento de trinca. Desta

maneira, a utilização da metodologia de trinca equivalente pode simplificar os cálculos da taxa de liberação de energia de deformação de juntas DCB submetidas ao Modo I. O aspecto fundamental deste procedimento é a determinação do comprimento da trinca com base no *compliance* experimental do corpo de prova, o que evita o monitoramento da trinca durante os ensaios. No entanto, a precisão do comprimento de trinca obtido pelo método de trinca equivalente depende da precisão do respectivo método *compliance*.

Os resultados revelaram que as metodologias analíticas são influenciadas por parâmetros geométricos do espécime DCB, resultando em melhores previsões de *compliance* à medida que a trinca se torna mais longa, e para corpos de prova DCB com aderentes de pequena espessura. Ademais, foi observado que o uso das teorias de vigas SBT e de Timoshenko superestimam o comprimento real da trinca, o que pode levar a uma interpretação equivocada do comportamento da estrutura e da avaliação de sua integridade estrutural. Portanto, estas metodologias não são recomendadas para se obter um comprimento de trinca equivalente com base no *compliance* do corpo de prova. Por fim, em relação a todas as metodologias investigadas, o método *compliance* proposto por Penado, baseado numa viga parcialmente apoiada sobre uma fundação elástica, foi o método que proporcionou as melhores previsões de comprimento de trinca com base nos resultados de *compliance* computacionais.

Em termos da taxa de liberação de energia de deformação, observou-se que os valores da derivada  $dC/da = f(C)$  obtidos por diferentes métodos *compliance* são semelhantes quando utilizada a abordagem de trinca equivalente. Como consequência, a obtenção de  $G_{Ic}$  pode ser realizada por qualquer um dos métodos *compliance* descritos. Desta maneira, por questões de simplicidade, o uso da metodologia SBT é recomendado para se obter  $G_{Ic}$  de uma junta colada DCB, exclusivamente quando se utiliza o método de trinca equivalente, visto que é o método mais direto para se obter uma expressão para  $dC/da = f(C)$ .

Complementarmente, foi demonstrado que a metodologia de trinca equivalente pode ser estendida para aplicação à ensaios de fadiga de juntas DCB sob Modo I, sendo uma excelente ferramenta para obtenção dos parâmetros da curva de Paris, independente da metodologia *compliance* utilizada. Entretanto, similarmente à aplicação desta metodologia em ensaios quase-estáticos, a obtenção de um comprimento de trinca crítico é influenciada pela metodologia utilizada, obtendo-se melhores resultados através da utilização de uma trinca equivalente calculada através de uma metodologia de fundação elástica.

É relevante observar que as conclusões obtidas neste trabalho através da investigação da metodologia de trinca equivalente, são validas para juntas DCB fabricadas com materiais metálicos isotrópicos, operando no regime linear elástico. Portanto, a aplicação desta metodologia com aderentes compósitos, ou com adesivos dúcteis ainda necessita de investigação adicional, uma vez que a resposta do *compliance* pode não ser linear para um comprimento de trinca fixo, quando utilizado materiais com características distintas às

investigadas neste trabalho.

Em se tratando do Modo II, foi visto que a presença da camada adesiva é capaz de influenciar a rigidez do sistema, principalmente quando utilizados adesivos espessos junto com aderentes finos. Desta maneira, contrariamente ao Modo I, as metodologias *compliance* preveem melhores resultados à medida em que se aumenta a espessura dos aderentes. A respeito da utilização da metodologia de trinca equivalente, foi constatado que a metodologia CBBM é a mais indicada quando aplicada à ensaios em Modo II, entretanto, para a utilização correta de tal metodologia, faz necessário uma calibração inicial para se obter a relação entre os termos  $C_0$  e  $a_0$  utilizados em seu equacionamento.

De acordo com o exposto, constata-se que, apesar dos ensaios em Modo I e II serem relativamente simples, os fatores envolvidos para obtenção adequada das propriedades de fratura de uma junta adesiva são bem mais complexos, desta maneira, a influência de suas variáveis podem ser melhor compreendidas através do estudo realizado neste trabalho.





## REFERÊNCIAS

- 1 SILVA, L. F. D.; RODRIGUES, T.; FIGUEIREDO, M.; MOURA, M. D.; CHOUSAL, J. Effect of adhesive type and thickness on the lap shear strength. **The Journal of Adhesion**, v. 82, n. 11, p. 1091–1115, 2006. ISSN 0021-8464.
- 2 AZEVEDO, J.; CAMPILHO, R.; SILVA, F. D.; FANECO, T.; LOPES, R. Cohesive law estimation of adhesive joints in mode ii condition. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, v. 80, p. 143–154, 2015. ISSN 0167-8442.
- 3 SILVA, L. F. D.; ÖCHSNER, A.; ADAMS, R. D. Book. **Handbook of adhesion technology**. [S.l.: s.n.]: Springer Science Business Media, 2018. ISBN 978-3-319-55410-5.
- 4 BANEJA, M. D.; SILVA, L. F. M. da. Adhesively bonded joints in composite materials: an overview. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part L-Journal of Materials-Design and Applications**, v. 223, n. L1, p. 1–18, 2009. ISSN 1464-4207.
- 5 MOURITZ, A. P. Fracture processes of aerospace materials. *In*: MOURITZ, A. P. (ed.). **Introduction to Aerospace Materials**. Woodhead Publishing, 2012. cap. 18, p. 428–453. ISBN 978-1-85573-946-8. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9781855739468500182>.
- 6 KINLOCH, A. Book. **Adhesion and adhesives: science and technology**. [S.l.: s.n.]: Springer Science Business Media, 2012. ISBN 9401577641.
- 7 RIPLING, E. J.; MOSTOVOY, S.; CORTEN, H. T. Fracture mechanics: A tool for evaluating structural adhesives. **The Journal of Adhesion**, Taylor Francis, v. 3, n. 2, p. 107–123, 1971. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/00218467108081158>.
- 8 ASTM. D3433-99 (2020) standard test method for fracture strength in cleavage of adhesives in bonded metal joints. ASTM International West Conshohocken, PA, 2020.
- 9 MORAIS, A. de; PEREIRA, A.; MOURA, M. de; SILVA, F.; DOURADO, N. Bilinear approximations to the mixed-mode i–ii delamination cohesive law using an inverse method. **Composite Structures**, v. 122, p. 361–366, 2015. ISSN 0263-8223.
- 10 HASHEMI, S.; KINLOCH, A. J.; WILLIAMS, J. G. Corrections needed in double-cantilever beam tests for assessing the interlaminar failure of fibre-composites. **Journal of Materials Science Letters**, v. 8, n. 2, p. 125–129, 1989. ISSN 1573-4811. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/BF00730701>.
- 11 WILLIAMS, J. G. End corrections for orthotropic dcb specimens. **Composites Science and Technology**, v. 35, n. 4, p. 367–376, 1989. ISSN 0266-3538. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0266353889900584>.
- 12 BLACKMAN, B. R.; KINLOCH, A. J. Protocol for the determination of the mode i adhesive fracture energy,  $G_{Ic}$ , of structural adhesives using the double cantilever beam (dcb) and tapered double cantilever beam (tdcb) specimens. **Version 00-08. European Structural Integrity Society Polymers, Adhesives and Composites TC4 Committee**, 2000.

- 13 BERRY, J. P. Determination of fracture surface energies by the cleavage technique. **Journal of Applied Physics**, v. 34, n. 1, p. 62–68, 1963. ISSN 0021-8979. Disponível em: <https://doi.org/10.1063/1.1729091>.
- 14 ISO-25217. Standard, **Determination of the Mode I Adhesive Fracture Energy of Structural Adhesive Joints Using Double Cantilever Beam and Tapered Double Cantilever Beam Specimens**. [S.l.: s.n.]: Int. Org. Stdzn., 2009.
- 15 BLACKMAN, B.; KINLOCH, A.; PARASCHI, M.; TEO, W. Measuring the mode I adhesive fracture energy, *g<sub>Ic</sub>*, of structural adhesive joints: the results of an international round-robin. **International Journal of Adhesion and Adhesives**, v. 23, n. 4, p. 293–305, 2003. ISSN 0143-7496.
- 16 KANNINEN, M. An augmented double cantilever beam model for studying crack propagation and arrest. **International Journal of fracture**, v. 9, n. 1, p. 83–92, 1973. ISSN 0376-9429.
- 17 OLSSON, R. A simplified improved beam analysis of the dcb specimen. **Composites Science and Technology**, v. 43, n. 4, p. 329–338, 1992. ISSN 0266-3538. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0266353892900569>.
- 18 PENADO, F. A closed form solution for the energy release rate of the double cantilever beam specimen with an adhesive layer. **Journal of composite materials**, v. 27, n. 4, p. 383–407, 1993. ISSN 0021-9983.
- 19 KRENK, S. Energy release rate of symmetric adhesive joints. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 43, n. 4, p. 549–559, 1992. ISSN 0013-7944. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/001379449290198N>.
- 20 KONDO, K. Analysis of double cantilever beam specimen. **Advanced Composite Materials**, Taylor Francis, v. 4, n. 4, p. 355–366, 1995. Disponível em: <https://doi.org/10.1163/156855195X00203>.
- 21 QIAO, P.; WANG, J. Novel joint deformation models and their application to delamination fracture analysis. **Composites Science and Technology**, v. 65, n. 11, p. 1826–1839, 2005. ISSN 0266-3538. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266353805000825>.
- 22 de Moraes, A. Analysis of the metal adhesively bonded double cantilever beam specimen. **International Journal of Adhesion and Adhesives**, v. 61, p. 8–14, 2015. ISSN 0143-7496. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0143749615000603>.
- 23 GRACIA, J. D.; BOYANO, A.; ARRESE, A.; MUJIKÁ, F. A new approach for determining the r-curve in dcb tests without optical measurements. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 135, p. 274–285, 2015. ISSN 0013-7944.
- 24 CABELLO, M.; ZURBITU, J.; RENART, J.; TURON, A.; MARTÍNEZ, F. A non-linear hyperelastic foundation beam theory model for double cantilever beam tests with thick flexible adhesive. **International Journal of Solids and Structures**, v. 80, p. 19–27, 2016. ISSN 0020-7683. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020768315004333>.

- 
- 25 ŠKEC, L.; ALFANO, G.; JELENIĆ, G. Enhanced simple beam theory for characterising mode-i fracture resistance via a double cantilever beam test. **Composites Part B: Engineering**, v. 167, p. 250–262, 2019. ISSN 1359-8368. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359836818314628>.
- 26 SUN, F.; BLACKMAN, B. R. K. A dic method to determine the mode i energy release rate  $g$ , the  $j$ -integral and the traction-separation law simultaneously for adhesive joints. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 234, p. 107097, 2020. ISSN 0013-7944. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794419315231>.
- 27 GAZTELUMENDI, I.; VILLAVERDE, H.; PÉREZ, B.; CHAPARTEGUI, M.; FLÓREZ, S.; MANTEROLA, J.; ZURBITU, J. Using an embedded buckypaper to monitor mode i crack growth in bonded joints. **The Journal of Adhesion**, v. 98, n. 5, p. 488–506, 2022. ISSN 0021-8464. Doi: 10.1080/00218464.2020.1842206. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/00218464.2020.1842206>.
- 28 MANTEROLA, J.; AGUIRRE, M.; ZURBITU, J.; RENART, J.; TURON, A.; URRESTI, I. Using acoustic emissions (ae) to monitor mode i crack growth in bonded joints. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 224, p. 106778, 2020. ISSN 0013-7944. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794419309002>.
- 29 RICE, J. R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. **Journal of Applied Mechanics**, v. 35, n. 2, p. 379–386, 1968. ISSN 0021-8936. Disponível em: <https://doi.org/10.1115/1.3601206>.
- 30 MOURA, M. D.; SILVA, M.; MORAIS, A. D.; MORAIS, J. Equivalent crack based mode ii fracture characterization of wood. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 73, n. 8, p. 978–993, 2006. ISSN 0013-7944.
- 31 SIH, G. C. Book. **Plates and shells with cracks: a collection of stress intensity factor solutions for cracks in plates and shells**. [*S.l.: s.n.*]: Springer Science Business Media, 2012. v. 3. ISBN 940101292X.
- 32 LAHAM, S. A.; BRANCH, S. I. Book. **Stress intensity factor and limit load handbook**. [*S.l.: s.n.*]: British Energy Generation Limited Gloucester, UK, 1998. v. 3.
- 33 ANDERSON, T. L. Book. **Fracture mechanics: fundamentals and applications**. [*S.l.: s.n.*]: CRC press, 2017. ISBN 1498728146.
- 34 MOURITZ, A. P. Fracture toughness properties of aerospace materials. *In*: MOURITZ, A. P. (ed.). **Introduction to Aerospace Materials**. Woodhead Publishing, 2012. cap. 18, p. 454–468. ISBN 978-1-85573-946-8. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9781855739468500194>.
- 35 ASTM. Standard test method for linear-elastic plane-strain fracture toughness of metallic materials. **ASTM International, West Conshohocken, PA**, 2022.
- 36 ASTM. Standard test methods for plane-strain fracture toughness and strain energy release rate of plastic materials. **ASTM International, West Conshohocken, PA**, 2014.
- 37 SILVA, L. F. M.; ÖCHSNER, A.; ADAMS, R. Book. **Handbook of Adhesion Technology**. [*S.l.: s.n.*], 2018. ISBN 978-3-319-55410-5.

- 38 GRIFITH, A. A. The phenomena of rupture and flow in solids. **Phil Trans Roy Soc Lon (Series A)**, v. 221, p. 163–198, 1921.
- 39 IRWIN, G. R. **Onset of fast crack propagation in high strength steel and aluminum alloys**. [S.l.], 1956.
- 40 ASTM. D638 standard test method for tensile properties of plastics. **ASTM International, West Conshohocken, PA**, 2014.
- 41 SILVA, L. F. da; MAGALHÃES, F. D.; CHAVES, F.; MOURA, M. D. Mode ii fracture toughness of a brittle and a ductile adhesive as a function of the adhesive thickness. **The Journal of Adhesion**, v. 86, n. 9, p. 891–905, 2010. ISSN 0021-8464.
- 42 DAGHYANI, H. R.; YE, L.; MAI, Y.-W. Mode-I fracture behaviour of adhesive joints. part i. relationship between fracture energy and bond thickness. **The Journal of Adhesion**, v. 53, n. 3-4, p. 149–162, 1995. ISSN 0021-8464.
- 43 RIEW, C. K.; GILLHAM, J. K. Book. **Rubber-modified thermoset resins**. [S.l.: s.n.]: American Chemical Society, 1984. ISBN 084120828X.
- 44 BASCOM, W.; COTTINGTON, R.; JONES, R.; PEYSER, P. The fracture of epoxy-and elastomer-modified epoxy polymers in bulk and as adhesives. **Journal of Applied Polymer Science**, v. 19, n. 9, p. 2545–2562, 1975. ISSN 0021-8995.
- 45 LOCH, A. K.; SHAW, S. The fracture resistance of a toughened epoxy adhesive. **The Journal of Adhesion**, v. 12, n. 1, p. 59–77, 1981. ISSN 0021-8464.
- 46 BUDHE, S.; BANEJA, M. D.; BARROS, S. de; SILVA, L. F. M. da. An updated review of adhesively bonded joints in composite materials. **International Journal of Adhesion and Adhesives**, v. 72, p. 30–42, 2017. ISSN 0143-7496. ISI Document Delivery No.: EF7HI Times Cited: 1 Cited Reference Count: 216 Budhe, S. Baneja, M. D. de Barros, S. da Silva, L. F. M. 1 11 Elsevier sci ltd Oxford 1879-0127. Disponível em: <GotoISI>://WOS:000390500300005.
- 47 BLACKMAN, B.; KINLOCH, A.; PARASCHI, M. The effect of the substrate material on the value of the adhesive fracture energy,  $G_c$ : Further considerations. 2001. ISSN 0261-8028.
- 48 AZEVEDO, J.; CAMPILHO, R.; da Silva, F.; FANECO, T.; LOPES, R. Cohesive law estimation of adhesive joints in mode ii condition. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, v. 80, p. 143–154, 2015. ISSN 0167-8442. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167844214201224>.
- 49 MOURA, M. F. S. F. de; CAMPILHO, R. D. S. G.; GONÇALVES, J. P. M. Pure mode ii fracture characterization of composite bonded joints. **International Journal of Solids and Structures**, v. 46, n. 6, p. 1589–1595, 2009. ISSN 0020-7683. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020768308005015>.
- 50 MOREIRA, R.; OLIVEIRA, V.; SILVA, F.; VILAR, R.; MOURA, M. D. Mode ii fracture toughness of carbon–epoxy bonded joints with femtosecond laser treated surfaces. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 148, p. 707–713, 2018. ISSN 0020-7403.

- 
- 51 FIGUEIREDO, J.; CAMPILHO, R. D.; MARQUES, E.; MACHADO, J.; SILVA, L. F. M. da. Adhesive thickness influence on the shear fracture toughness measurements of adhesive joints. **International Journal of Adhesion and Adhesives**, v. 83, p. 15–23, 2018. ISSN 0143-7496.
- 52 HASHEMI, S.; KINLOCH, A. J.; WILLIAMS, J. The analysis of interlaminar fracture in uniaxial fibre-polymer composites. **Proc. R. Soc. Lond. A**, v. 427, n. 1872, p. 173–199, 1990. ISSN 0080-4630.
- 53 ASTM. D5528-13 standard test method for mode I interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites. **ASTM International, West Conshohocken, PA**, 2013.
- 54 ISO-15024. Standard, **Fibre-reinforced plastic composites — Determination of mode I interlaminar fracture toughness, GIC, for unidirectionally reinforced materials**. [*S.l.: s.n.*]: Int. Org. Stdzn., 2001.
- 55 BLACKMAN, B.; DEAR, J.; KINLOCH, A.; OSIYEMI, S. The calculation of adhesive fracture energies from double-cantilever beam test specimens. **Journal of Materials Science Letters**, v. 10, p. 253–256, 1991.
- 56 KAGEYAMA, K.; HOJO, M. Proposed methods for interlaminar fracture toughness tests of composite laminates. **Achievement in composites in Japan and the United States**, p. 227–234, 1990.
- 57 FERNANDES, R. L.; FREITAS, S. Teixeira de; BUDZIK, M. K.; POULIS, J. A.; BENEDICTUS, R. From thin to extra-thick adhesive layer thicknesses: Fracture of bonded joints under mode I loading conditions. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 218, p. 106607, 2019. ISSN 0013-7944. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794419300852>.
- 58 BANEJA, M. D.; SILVA, L. F. M. da; CAMPILHO, R. D. S. G. Mode I fracture toughness of adhesively bonded joints as a function of temperature: Experimental and numerical study. **International Journal of Adhesion and Adhesives**, v. 31, n. 5, p. 273–279, 2011. ISSN 0143-7496. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0143749611000170>.
- 59 SUN, F.; BLACKMAN, B. R. K. Using digital image correlation to automate the measurement of crack length and fracture energy in the mode I testing of structural adhesive joints. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 255, p. 107957, 2021. ISSN 0013-7944. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794421003830>.
- 60 DAVIDSON, B. D. An analytical investigation of delamination front curvature in double cantilever beam specimens. **Journal of Composite Materials**, v. 24, n. 11, p. 1124–1137, 1990. ISSN 0021-9983. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/002199839002401101>.
- 61 NILSSON, K.-F. On growth of crack fronts in the dcb-test. **Composites Engineering**, v. 3, n. 6, p. 527–546, 1993. ISSN 0961-9526. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/096195269390050T>.
- 62 BUDZIK, M. K.; JUMEL, J.; SHANAHAN, M. E. R. On the crack front curvature in bonded joints. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, v. 59, n. 1, p. 8–20, 2012. ISSN 0167-8442. Times Cited: 11 Budzik, M. K. Jumel, J. Shanahan, M. E. R.

Budzik, Michal K/H-2142-2011 Budzik, Michal K/0000-0002-6429-0364 14 1872-7638. Disponível em: <GotoISI>://WOS:000307032900002.

63 OLIVEIRA, B. de; CAMPILHO, R.; SILVA, F.; ROCHA, R. Comparison between the enf and 4enf fracture characterization tests to evaluate giic of bonded aluminium joints. **The Journal of Adhesion**, Taylor Francis, v. 94, n. 11, p. 910–931, 2018. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/00218464.2017.1387056>.

64 MOGHADDAM, M. R.; AYATOLLAHI, M. R.; BERTO, F. The application of strain energy density criterion to fatigue crack growth behavior of cracked components. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, v. 97, p. 440–447, 2018. ISSN 0167-8442. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S016784421730263X>.

65 BLACKMAN, B.; KINLOCH, A.; PARASCHI, M. The determination of the mode ii adhesive fracture resistance, giic, of structural adhesive joints: an effective crack length approach. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 72, n. 6, p. 877–897, 2005. ISSN 0013-7944.

66 MOURA, M. de; MORAIS, J. J. L.; DOURADO, N. A new data reduction scheme for mode i wood fracture characterization using the double cantilever beam test. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 75, n. 13, p. 3852–3865, 2008. ISSN 0013-7944. De Moura, M. F. S. F. Morais, J. J. L. Dourado, N. de Moura, Marcelo/A-6549-2008; Morais, Jose/J-7900-2013; Dourado, Nuno/K-1409-2013 de Moura, Marcelo/0000-0002-2151-3759; Dourado, Nuno/0000-0002-0756-6854; Morais, Jose/0000-0001-5067-4183. Disponível em: <GotoISI>://WOS:000257218600006.

67 MOURA, M. F. S. F. de; 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. **Composites Science and Technology**, v. 68, n. 10, p. 2224–2230, 2008. ISSN 0266-3538. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266353808001267>.

68 MOURA, M. de; MORAIS, A. B. de. Equivalent crack based analyses of enf and els tests. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 75, n. 9, p. 2584–2596, 2008. ISSN 0013-7944. De Moura, M. F. S. F. de Morais, A. B. Euromech Colloquium 473 on Fracture of Composite Materials Oct 27-29, 2005 Oporto, PORTUGAL Research Unit, TEMA/H-9264-2012; Morais, Alfredo/G-6707-2011; de Moura, Marcelo/A-6549-2008 Morais, Alfredo/0000-0002-3882-7789; de Moura, Marcelo/0000-0002-2151-3759. Disponível em: <GotoISI>://WOS:000255253500002.

69 CHAVES, F. J. P.; MOURA, M. F. S. F. de; SILVA, L. F. M. da; DILLARD, D. A. Numerical validation of a crack equivalent method for mixed-mode i+ii fracture characterization of bonded joints. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 107, p. 38–47, 2013. ISSN 0013-7944. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794413002026>.

70 PARIS, A. J.; PARIS, P. C. Instantaneous evaluation of j and c. **International Journal of Fracture**, v. 38, n. 1, p. R19–R21, 1988. ISSN 1573-2673. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/BF00034281>.

71 LIMA, R. A. A.; PERRONE, R.; CARBONI, M.; BERNASCONI, A. Experimental analysis of mode i crack propagation in adhesively bonded joints by optical backscatter

reflectometry and comparison with digital image correlation. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, v. 116, p. 103117, 2021. ISSN 0167-8442. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167844221002202>.

72 CAMPILHO, R.; MOURA, D.; BANEJA, M.; SILVA, L. F. M. Adhesive thickness effects of a ductile adhesive by optical measurement techniques. **International Journal of Adhesion and Adhesives**, v. 57, p. 125–132, 2015.

73 MADUREIRA, F.; SILVA, L. da; TITA, V. Compliance methods for bonded joints: Part i - investigation of the standardized methods to obtain the strain energy release rate for mode i. **The Journal of Adhesion**, 2022.

74 KERR, A. D. Elastic and viscoelastic foundation models. **Journal of Applied Mechanics**, v. 31, n. 3, p. 491–498, 1964. ISSN 0021-8936. Disponível em: <https://doi.org/10.1115/1.3629667>.

75 KIM, H.-B.; NAITO, K.; OGUMA, H. Double cantilever-beam test comparisons of mode i fracture toughness of adherends bonded using dp8010 and dp8005 acrylic-based adhesives. **International Journal of Adhesion and Adhesives**, v. 82, p. 173–183, 2018. ISSN 0143-7496. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0143749618300101>.

76 AKHAVAN-SAFAR, A.; BEYGI, R.; DELZENDEHROOY, F.; SILVA, L. F. M. da. Fracture energy assessment of adhesives – part i: Is gic an adhesive property? a neural network analysis. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications**, v. 235, n. 6, p. 1461–1476, 2021. ISSN 1464-4207. Doi: 10.1177/14644207211002763. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/14644207211002763>.

77 PASCOE, J.; ZAVATTA, N.; TROIANI, E.; ALDERLIESTEN, R. The effect of bond-line thickness on fatigue crack growth rate in adhesively bonded joints. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 229, p. 106959, 2020. ISSN 0013-7944. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794419315371>.

78 PASCOE, J.; ZAVATTA, N. Effect of bondline thickness on fatigue crack growth in fm94 epoxy adhesive bonds - dataset 2. 2017. Disponível em: <https://doi.org/10.4121/uuid:4400f37c-7168-4275-a778-09b237bd34c6>.

79 DOUCET, J. Fatigue life enhancement of aircraft structures through bonded crack retarders (bcr). *In: . [S.l.: s.n.]*. Disponível em: <http://dspace.lib.cranfield.ac.uk/handle/1826/11279>.

80 ASTM. D7905-14 standard test method for determination of the mode ii interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites. **ASTM International, West Conshohocken, PA**, 2014.

81 ISO-15114. Standard, **Fibre-reinforced plastic composites — Determination of the mode II fracture resistance for unidirectionally reinforced materials using the calibrated End-loaded split (C-ELS) test and an effective crack length approach**. [S.l.: s.n.]: Int. Org. Stdzn., 2014.

82 CARLSSON, L. A.; GILLESPIE, J. W.; PIPES, R. B. On the analysis and design of the end notched flexure (enf) specimen for mode-ii testing. **Journal of Composite Materials**, v. 20, n. 6, p. 594–604, 1986. ISSN 0021-9983. Carlsson, la gillespie, jw pipes, rb. Disponível em: <GotoISI>://WOS:A1986F262000006.

83 CARLSSON, L. A.; GILLESPIE, J. W. Chapter 4 - mode-ii interlaminar fracture of composites. *In*: FRIEDRICH, K. (ed.). **Application of Fracture Mechanics to Composite Materials**. Elsevier, 1989, (Composite Materials Series, v. 6). p. 113–157. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780444872869500085>.

84 WANG, Y.; WILLIAMS, J. Corrections for mode ii fracture toughness specimens of composites materials. **Composites Science and Technology**, v. 43, n. 3, p. 251–256, 1992. ISSN 0266-3538. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/026635389290096L>.

85 GHIBIRGIU, D. Determination of the toughness in mode ii for different types of adhesive. 2009. Disponível em: <https://repositorio-aberto.up.pt/bitstream/10216/57789/1/000134749.pdf>.