

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
ESCOLA DE ENGENHARIA - CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA  
TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO

AVALIAÇÃO DA INFLUÊNCIA DE FABRICAÇÃO DE COMPONENTES DE  
TFP POR FEMU E DIC

por

Murilo Foletto

Monografia apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do diploma de Engenheiro Mecânico.

Porto Alegre, maio de 2021

## DADOS INTERNACIONAIS DE CATALOGAÇÃO

Foletto, Murilo  
Avaliação da Influência de Fabricação de  
Componentes de TFP por FEMU e DIC / Murilo Foletto. --  
2021.  
15 f.  
Orientador: Jakson Manfredini Vassoler.

Coorientador: Tales de Vargas Lisboa.

Trabalho de conclusão de curso (Graduação) --  
Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Escola de  
Engenharia, Curso de Engenharia Mecânica, Porto  
Alegre, BR-RS, 2021.

1. Tailored fiber placement. 2. FEMU. 3. DIC. 4.  
calibração de material. I. Manfredini Vassoler,  
Jakson, orient. II. de Vargas Lisboa, Tales,  
coorient. III. Título.

Murilo Foletto

AVALIAÇÃO DA INFLUÊNCIA DE FABRICAÇÃO DE COMPONENTES DE  
TFP POR FEMU E DIC

ESTA MONOGRAFIA FOI JULGADA ADEQUADA COMO PARTE DOS  
REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE  
**ENGENHEIRO MECÂNICO**  
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELA BANCA EXAMINADORA DO  
CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA

Prof. Mário Roland Sobczyk Sobrinho  
Coordenador do Curso de Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos

Orientador: Prof. Dr. Jakson Manfredini Vassoler

Coorientador: Dr. Eng. Tales de Vargas Lisbôa

Comissão de Avaliação:

Prof. Jakson Manfredini Vassoler

Prof. Rogerio Jose Marczak

Prof. Ignacio Iturrioz

Porto Alegre, maio de 2021

## AGRADECIMENTOS

Eu agradeço e dedico esse trabalho a todos envolvidos de alguma forma nessa trajetória durante toda a graduação, que permitiram a conclusão dessa etapa de vida e de formação.

Agradeço à minha família e, em especial, aos meus pais, Paulo Renato Foletto e Ideiva Rasia Foletto, e à minha irmã, Maria Alice Foletto, por todo amor, compreensão e apoio incondicional durante esses anos, que permitiram uma graduação sem segundas preocupações.

Agradeço também à minha companheira, parceira e amiga, Ana Carolina Giacomini, por sempre estar presente, apoiar e entender os longos períodos de dedicação quase exclusiva a esse período.

Agradeço aos amigos que fiz durante essa passagem, que proporcionaram um trajeto muito mais leve, agregando a minha vida mais do que palavras podem descrever.

Não poderia deixar de agradecer a todos os professores com quem tive um contato mais próximo pelas aulas particulares, principalmente durante os períodos de passagem pelos projetos de extensão da universidade.

Finalmente, faço um agradecimento muito especial às duas pessoas que, sem dúvidas, mais marcaram a minha formação: Prof. Jakson M. Vassoler e o Dr. Eng. Tales de Vargas Lisbôa. Vocês, sem dúvida, me fizeram apaixonar pelo curso e à área de atuação desse trabalho. Além disso, certamente mudaram a forma que eu vejo a engenharia, portanto, muito obrigado!

Foletto, Murilo. **Avaliação da Influência de Fabricação de Componentes de TFP por FEMU e DIC**. 2021. 15 pgs. Monografia de Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica – Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2021.

## RESUMO

A técnica de *Tailored Fiber Placement* (TFP) atrai a atenção devido a possibilidade de produção de compósitos com mudança na direção das fibras, a alta capacidade de produção e precisão. No entanto, ainda existem divergências entre resultados numéricos e experimentais do processo, devido à ausência de teorias estruturais que caracterizem precisamente o comportamento mecânico desses componentes e à alta dependência dos parâmetros de fabricação. Nesse trabalho, uma metodologia de modelamento numérico é estudada visando considerar características locais do processo de TFP. Para isto, são introduzidos coeficientes de enrijecimento em diferentes regiões do composto, que é segmentado segundo características locais de fabricação. Uma placa com furo submetida a tração, fabricada via TFP, é modelada em um *software* comercial de elementos finitos, utilizando elementos de casca laminada. Os coeficientes de enrijecimento modificam o módulo elástico longitudinal do compósito dos *rovings*. Para a determinação desses parâmetros, dados experimentais de uma curva de força-deslocamento, obtidos por extensômetros da máquina de ensaio, e de deformações locais, obtidos por medição óptica, são usados em uma otimização multi-objetiva escalarizada. A otimização é feita via Atualização por Método de Elementos Finitos (FEMU), que fornece força e deformações locais numéricos, para deslocamentos experimentais prescritos. Os resultados mostram que o uso desses coeficientes é necessário para reproduzir os dados experimentais e capturar, qualitativamente, a influência de parâmetros de fabricação.

**PALAVRAS-CHAVES:** *Tailored Fiber Placement*, FEMU, DIC, calibração de material.

Foletto, Murilo. **Assessment of Manufacture Influence of TFP Parts by FEMU and DIC**. 2021. 15 pgs. Monografia de Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica – Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2021.

## ABSTRACT

The Tailored Fiber Placement (TFP) technique attracts attention due to the possibility of producing composites by changing the direction of the fibers, its high productivity and precision. However, there are still divergences between numerical and experimental results of the process, due to the absence of structural theories that precisely characterize the mechanical behaviors of these components and the high dependence on the manufacturing parameters. In this paper, a numerical modeling methodology is studied in order to consider local characteristics of the TFP process. For this, stiffness coefficients are introduced in different regions of the compound, which is segmented according to local manufacturing characteristics. A plate with a hole subjected to tension, manufactured via TFP, is constructed in a commercial finite element software using laminated shell elements. The stiffening coefficients modify the longitudinal elastic modulus of the composite of the rovings. For determining these parameters, experimental data of a force-displacement curve, obtained by extensometers of the testing machine, and local strains, obtained by optical measurements, are used in a scaled multi-objective optimization. The optimization is made via Finite Element Model Updating (FEMU), which provides the numerical force and local strain, for prescribed experimental displacements. The results show that the use of these coefficients is necessary to reproduce the experimental data and to capture, qualitatively, the influence of manufacturing parameters.

**KEYWORDS:** Tailored fiber placement, FEMU, DIC, material calibration.

## NOMECLATURA

### Símbolos

$S$	Matriz de Flexibilidade	1/Pa
$C$	Matriz de Rigidez	Pa
$E_i$	Módulo de Elasticidade na direção $i$	[MPa]
$G_{ij}$	Módulo de Cisalhamento entre direções $i$ e $j$	[MPa]
$\nu_{ij}$	Coefficiente de Poisson entre direções $i$ e $j$	[-]
$\alpha_i$	Coefficiente de Enrijecimento da região $i$	[-]
$f^F$	Função objetivo de força	[-]
$f^\epsilon$	Função objetivo de deformação	[-]
$f_{obj}$	Função multi-objetivo escalarizada	[-]
$F_i^{exp}$	Valor de força experimental no incremento $i$	[N]
$F_i^{num}$	Valor de força numérico no incremento $i$	[N]
$\epsilon_{1i}^{exp}$	Valor de deformação experimental no incremento $i$	[-]
$\epsilon_{1i}^{num}$	Valor de deformação numérica no incremento $i$	[-]
$x_0$	Vetor de posição longitudinal inicial dos pontos de referência	[mm]
$x_{1i}$	Vetor de posição longitudinal final dos pontos de referência	[mm]
$U_{x_i}$	Vetor de deslocamento dos pontos de referência	[mm]
$U_{rel_i}$	Vetor de deslocamento relativo entre pontos de referência	[mm]
$K$	Coefficiente de correção para condição de contorno	[-]
$CC_i$	Condição de contorno de deslocamento no incremento $i$	[mm]
$Coord_j$	Coordenada $j$ para extração de resultados numéricos	[mm]
$L_{0i}$	Comprimento inicial $j$	[mm]
$\epsilon_{x_{coord_j}}_i$	Deformação longitudinal de $L_{0j}$ no incremento $i$	[-]

### Acrônimos

AFP	<i>Automated Fiber Placement</i>
CLT	<i>Classical Lamination Theory</i>
CP	Corpo de prova
DIC	<i>Digital Image Correlation</i>
EF	Elementos Finitos
FEMU	<i>Finite Element Model Updating</i>
FW	<i>Filament Winding</i>
IPF	Instituto Leibniz de Pesquisas em Polímeros
PRFC	Polímero reforçado com fibra de carbono
TFP	<i>Tailored Fiber Placement</i>
VA	<i>Variable Axial</i>
VANT	Veículo Aéreo Não tripulado

## SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO .....	1
2.	OBJETIVOS .....	1
3.	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	2
3.1.	<i>TAILORED FIBER PLACEMENT</i> – TFP .....	2
3.2.	TEORIA CLÁSSICA DOS LAMINADOS .....	4
3.3.	PROBLEMA INVERSO .....	6
4.	METODOLOGIA .....	6
4.1.	DADOS EXPERIMENTAIS.....	7
4.2.	MODELO DE ELEMENTOS FINITOS.....	7
4.2.1.	Adaptações Necessárias .....	9
4.3.	PROBLEMA INVERSO .....	11
4.4.	ANÁLISES PRÉVIAS .....	12
5.	RESULTADOS .....	12
5.1.	ANÁLISES PRÉVIAS .....	12
5.2.	MODELO ORIGINAL.....	13
5.3.	CASO 1 .....	13
5.4.	CASO 2 .....	14
5.5.	COMPARAÇÃO ENTRE MODELOS.....	14
6.	CONCLUSÕES .....	15
7.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	16
8.	ANEXO I.....	17
9.	ANEXO II.....	20

## 1. INTRODUÇÃO

Com a indústria cada vez mais competitiva, a busca por formas de se baratear projetos e se ter componentes mais eficientes estruturalmente tem guiado diversas áreas da engenharia. Nesse contexto, tem-se proposto o uso de materiais compostos como uma alternativa, uma vez que estes possuem uma relação de resistência/peso superior aos materiais comumente utilizados em aplicações estruturais. A intensa pesquisa e avanços industriais nessa área têm proporcionado uma grande redução de custos nas últimas décadas, viabilizando uma implementação cada vez maior na indústria, desde a aeronáutica e automotiva, até a de óleo e gás.

Materiais compósitos, como por exemplo os de fibra de aramida, de vidro ou de carbono, usufruem de propriedades mecânicas superiores, uma vez que essas fibras podem estar orientadas no sentido dos esforços principais, permitindo que se tenha uma excelente resistência e rigidez mecânica de um dado componente (JONES, 1999). Portanto, foram desenvolvidos diversos processos de fabricação, como o enrolamento filamentar (*filament winding* – FW), o *fiber placement* e a laminação, visando usufruir ao máximo dessas características. Mais recentemente, incrementos tecnológicos de processos permitiram a manufatura de componentes com o eixo axial variável das fibras (*variable-axial* – VA), aumentando ainda mais as possibilidades de *design* de engenheiros. Nessa leva, os processos mais conhecidos são o *Automated Fiber Placement* (AFP), *Continuous Tow Steering* e o *Tailored Fiber Placement* (ALMEIDA; BITTRICH; SPICKENHEUER, 2020), onde este último que será o processo abordado no presente trabalho. Cada um desses processos apresenta vantagens e desvantagens para determinadas aplicações.

O *Tailored Fiber Placement* (TFP) apresenta vantagens de ser altamente produtivo, ter uma grande precisão na fabricação, além de permitir curvaturas na mudança de direção das fibras com raios muito pequenos ( $>5$  mm), diminuindo em até duas ordens de grandeza quando comparado com outros processos de VA (ALMEIDA; BITTRICH; SPICKENHEUER, 2020). Dessa forma, o processo permite a fabricação de compósitos de geometrias complexas, com fibras posicionadas da melhor forma possível. Porém, de forma geral, materiais compostos fabricados por TFP apresentam dificuldades na predição da resposta mecânica ou de falhas, devido principalmente às incertezas de propriedades mecânicas e à alta dependência dos parâmetros de fabricação. Trabalhos em literatura indicam que as propriedades mecânicas das fibras têm que ser ponderadas por um fator (Uhlig *et al.*, 2016, SPICKENHEUER, 2014) para que um modelo mecânico construído em *software* comercial, com elementos baseados em teoria de laminados, possa reproduzir com acurácia o comportamento mecânico observado experimentalmente.

O principal desafio no uso deste processo de fabricação, é que cada geometria pode gerar um padrão de deposição de fibras diferente, fazendo-se necessário a utilização de dados experimentais para a sua calibração, e predição mecânica. Nessa linha, diferentes metodologias podem ser desenvolvidas para ponderar parâmetros de rigidez do material anisotrópico, e investigar a sensibilidade ao método de fabricação.

## 2. OBJETIVOS

No presente trabalho busca-se estudar e desenvolver uma metodologia capaz de representar a resposta experimental de uma estrutura fabricada por TFP. Pretende-se explorar diferentes metodologias de modelamento numérico, utilizando diferentes coeficientes de enrijecimento em regiões distintas do composto. Pretende-se usar diferentes coeficientes, determinados a partir de dados de força de reação e de dados ópticos, segundo características locais de

fabricação, para analisar qualitativamente os efeitos do método TFP. Este estudo será realizado com a geometria e dados experimentais de uma placa com furo submetida a um ensaio de tração, que serve como um caso *benchmark*.

A metodologia com o uso de apenas um coeficiente de enrijecimento, em uma placa com furo sob tração, foi investigada em Uhlig *et al.*, 2016, e é o método atualmente utilizado pelo instituto que originalmente propôs a técnica de fabricação.

### 3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

#### 3.1. TAILORED FIBER PLACEMENT – TFP

Materiais compostos são formados pela combinação de pelo menos dois materiais, de forma macroscópica, que resultam em um terceiro material com diferentes propriedades. Quando bem projetados, materiais compósitos podem apresentar uma combinação das melhores características individuais de seus constituintes (JONES, 1999). Assim, torna-se possível alcançar características como alta resistência mecânica, baixo peso, melhor vida em fadiga e elevada rigidez um determinado componente mecânico.

Podem ser classificados em três grandes grupos dependendo da forma em que esses materiais são concebidos: fibrosos, formados por fibras em uma matriz; particulados, com partículas embebidas em uma matriz; ou laminados, formados por camadas de diferentes materiais unidas por uma matriz. Além disso, combinações desses grupos também é possível de serem realizadas (JONES, 1999). No presente trabalho, o material composto em foco é do tipo fibroso.

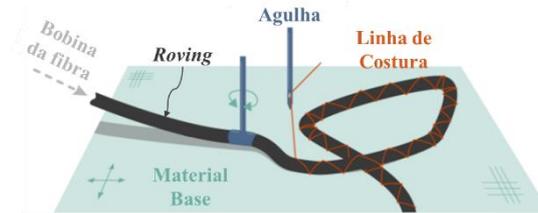
Existem vários processos de fabricação de componentes compósitos, como o enrolamento filamental, *fiber placement*, laminação, entre outros. Os processos de fabricação de materiais compósitos fibrosos atualmente, em sua maioria, usam de laminados multiaxiais, motivados pela disponibilidade industrial de produtos semiacabados e pelos métodos numéricos existentes para a predição de comportamento mecânico. Estes processos clássicos de laminados melhoram as características mecânicas do componente, mas não permitem melhorias frente as direções de maiores esforços devido a limitação em posicionar as fibras nestas direções.

O TFP (*Tailored Fiber Placement*), é um processo de fabricação de materiais compósitos fibrosos, introduzido no início dos anos 90 pelo Instituto Leibniz de Pesquisas em Polímeros – IPF – de Dresden, Alemanha, que proporciona uma relação próxima da ótima entre a orientação das fibras e os esforços que um dado componente está sujeito, proporcionando alta resistência e rigidez e baixo peso através da orientação das fibras na direção dos esforços principais de um dado carregamento (SPICKENHEUER *et al.*, 2018).

Os projetos no IPF são feitos com base no estado-da-arte em componentes fabricados por TFP. É realizada uma otimização topológica de um componente em um “*design space*”, preferencialmente aumentado, com material isotrópico. A partir disso, parte-se para o *design* da peça, onde o *layout* do TFP é desenvolvido. Uma vez que as fibras estejam projetadas, dá-se sequência ao projeto com a virtualização da estrutura (criação do modelo de elementos finitos), onde o componente é construído em um espaço 2D+ (bidimensional, com espessura) para a análise e avaliação do componente até que os critérios de projeto sejam atendidos.

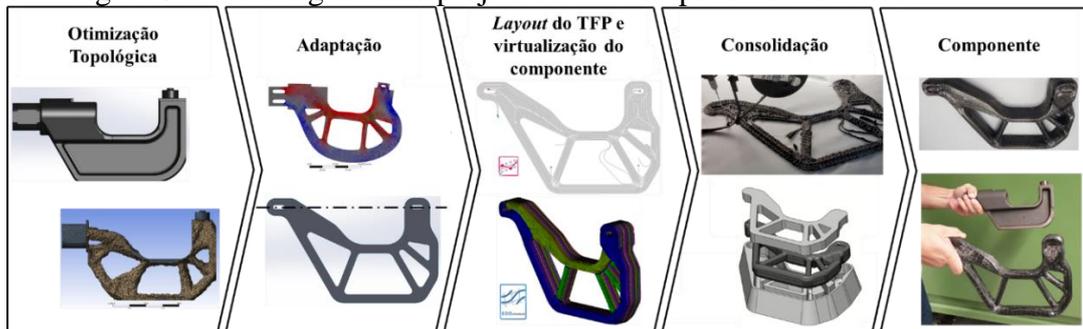
As fibras são costuradas sob um material base, em um plano, conforme apresentado na Figura 3.1. Após a finalização, a pré-forma (fibras costuradas no material-base antes da consolidação) é posta em um molde, onde é feita a injeção do material da matriz, dando a forma final tridimensional do componente projetado. A Figura 3.2 apresenta o fluxograma de projeto.

Figura 3.1 – Funcionamento do TFP a esquerda e detalhe da costura de fibra de carbono a direita sobre um material base.



Fonte: Adaptado de (SPICKENHEUER *et al.*, 2018).

Figura 3.2 – Fluxograma do projeto de um componente fabricado via TFP.

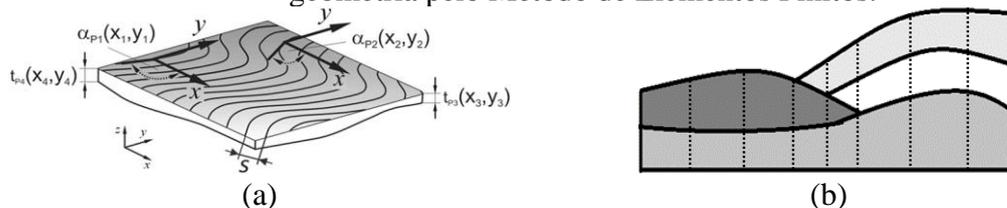


Fonte: O autor (2021).

De forma geral, as técnicas de fabricação de materiais compósitos enfrentam dificuldades para aplicação em largas escalas, entre outros motivos, pela dificuldade na predição de respostas mecânicas dos materiais em locais que não cumprem com as hipóteses das teorias estruturais utilizadas nos cálculos, como por exemplo em junções descontínuas, furos, ou cantos com curvaturas acentuadas. Para o TFP, uma série de fatores tornam a aplicação direta da teoria clássica dos laminados limitante: o fato de se poder fabricar componentes com fibras dispostas de forma curvilínea, sobrepor fibras com a sobreposição dos *rovings*, mudar o número de camadas em regiões distintas e não se ter uma lâmina com espessura constante.

Exemplo disso é a possibilidade de literalmente fabricar regiões, dispostas lado a lado, com número diferente de lâminas, com diferentes espessuras e orientações, causadas pela sobreposição de *rovings* em diferentes passagens. Esse processo, assim como o AFP e o FW, permite a criação de “degraus” na estrutura, o que impede a modelagem de lâminas com propriedades equivalentes – Figura 3.3.

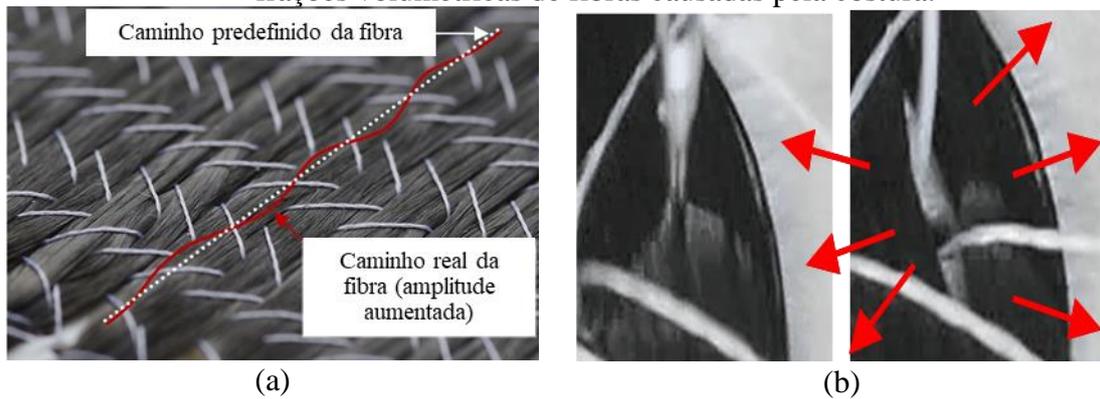
Figura 3.3 – (a) Possibilidade de fabricação de componente com orientações das fibras e espessuras das camadas não constantes; (b) descontinuidade (degraus) entre lâminas criados pelas diferentes passagens dos *rovings*, onde as linhas tracejadas são as discretizações da geometria pelo Método de Elementos Finitos.



FONTE: (a) Adaptado de (ALMEIDA *et al.*, 2019); (b) O autor (2021).

Soma-se a esses pontos o padrão de costura, criado pelas distâncias entre os pontos da agulha, que induz ondulações ao longo da deposição da fibra, como é mostrado na Figura 3.4. Essas ondulações induzem frações de volume de fibras heterogêneas e a redução na rigidez mecânica dessas estruturas quando comparadas a estruturas unidirecionais (UHLIG *et al.*, 2016). Entre outros parâmetros, como o tipo de *rovings* utilizado (números de filamentos, densidade do material, etc.) que interferem em sua espessura final, o padrão de costura é o mais relevante (BITTRICH *et al.*, 2019).

Figura 3.4 – (a) Ondulações resultantes do padrão de costura da fibra; (b) Alterações das frações volumétricas de fibras causadas pela costura.



FONTE: (a) Adaptado de (UHLIG *et al.*, 2019); (b) Adaptado de (UHLIG *et al.*, 2016).

Outro parâmetro relevante que interfere na resposta mecânica de componentes fabricados com TFP é o material-base, sob o qual as fibras são costuradas. A escolha do material que o constitui interfere no peso, no custo e na resistência mecânica. O material-base pode ter diversas funções, desde ser apenas um suporte para a costura da fibra, como um papel ou tecido, até apresentar uma função estrutural, como polímeros laminados, como é o caso do componente aqui estudado. Dessa forma, torna-se clara a grande quantidade de variáveis de relevância e a complexidade do processo de TFP.

Por ainda não existir uma teoria estrutural que consiga descrever com acurácia as respostas mecânicas dessas estruturas, faz-se necessário a adaptação das existentes, com metodologias que sejam capazes de calibrar modelos mecânicos. Esta demanda tem impulsionado trabalhos na área. Por exemplo, Drapier e Wisnom, 1999, investigaram abordagens de se levar em consideração o processo de fabricação e os efeitos dos padrões de costura com a modelagem e o uso de um elemento finito de meso-escala. A partir de um estudo com estruturas unidirecionais de espessura constante fabricadas por TFP, Uhlig *et al.*, 2019, observou que uma redução de 5% no valor do módulo de elasticidade longitudinal da fibra ( $E_1$ ) em relação ao valor teórico pode levar a previsões melhores na rigidez. Almeida *et al.*, 2019, propuseram a utilização de um coeficiente de correção para a carga de flambagem, a fim de se minimizar os desvios entre previsões numéricas e dados experimentais para um cilindro de TFP exposto a cargas compressivas. Spickenheuer, 2014, realizou investigações sobre a influência de parâmetros do TFP sob o módulo de elasticidade das fibras e a rigidez do componente como um todo.

### 3.2. TEORIA CLÁSSICA DOS LAMINADOS

A partir de hipóteses de simetria de tensores, da derivada da energia de deformação específica e da consideração de planos de simetria nas propriedades dos materiais, é possível

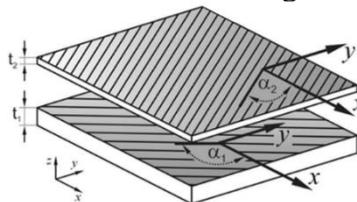
reduzir o número de incógnitas da matriz constitutiva de 81 para 9 constantes, obtendo-se um comportamento ortotrópico (JONES, 1999) com a matriz de flexibilidade conforme a equação (1).

$$S = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{-\nu_{13}}{E_1} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & \frac{-\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{13}}{E_1} & \frac{-\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{31}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \quad (1)$$

As constantes elásticas a serem definidas são o Módulo de Young em cada direção ( $E_i$ ), os coeficientes de Poisson ( $\nu_{ij}$ ) e os módulos de cisalhamento nos planos do material ( $G_{ij}$ ).

A teoria clássica de laminados (*Classical Lamination Theory, CLT*), leva em consideração algumas hipóteses: lâminas estão perfeitamente coladas umas às outras, de forma que os deslocamentos dos laminados são contínuos; o vetor normal a superfície do laminado se mantém perpendicular a superfície média após a deformação; lâmina finas e com espessuras constantes; não há deformação transversal ao plano do laminado; cada lâmina é ortotrópica e homogênea. Além disso, considera-se que o ângulo da lâmina em relação a placa e a distância entre fibras também são constantes (REDDY, 2007) – Figura 3.5.

Figura 3.5 – Laminado multiaxial. Lâminas com distribuição de fibras, espessura e direção constantes, orientadas a um determinado ângulo do sistema de referências.



FONTE: Adaptado de (ALMEIDA *et al.*, 2019).

Em relação a micromecânica, como é apresentado na seção anterior, as possibilidades de fabricação de peças via TFP, com variações de espessura, de orientação e do número de camadas em uma mesma lâmina, impedem a modelagem de uma “lâmina equivalente” consistente com a teoria. Isso ocorre devido a impossibilidade de se ter regiões com propriedades homogêneas e, conseqüentemente, a inviabilidade de modelagem do comportamento macromecânico.

Assim, dadas as discordâncias apresentadas, faz-se necessário a utilização de técnicas alternativas, como aqueles que vem sendo usadas em ALMEIDA *et al.*, 2019, onde parâmetros são ajustados a fim de se ter um modelo numérico representativo.

### 3.3. PROBLEMA INVERSO

Na mecânica dos sólidos, busca-se usualmente a determinação do comportamento mecânico – como tensões, deformações e deslocamentos – de um dado componente através de carregamentos, condições de contorno e dados dos materiais pré-estabelecidos. De acordo com a literatura, o problema é chamado como “direto”. Já a identificação de parâmetros que caracterizam um dado modelo é chamada como problema “inverso”. (ASTER; BORCHERS; THURBER, 2011). Existem diversas técnicas para se resolver problemas dessa natureza. A mais utilizada, devido sua aplicabilidade, é o *Finite Element Method Updating* (FEMU). Neste método busca-se encontrar os parâmetros do material que minimiza a diferença entre a resposta numérica, obtidas através do método dos elementos finitos, com a resposta obtida experimentalmente (GIRARDI *et al.*, 2020). Essa análise pode ser proveniente de um campo de deslocamento (FEMU-U) ou de esforços (FEMU-F) (AVRIL *et al.*, 2008). Uma terceira variante da metodologia, envolvendo o campo de deslocamento e de esforços (FEMU-U-F) é mais adequada quando há deformações localizadas, sendo necessária a combinação das normas (desvios entre resultados numéricos e experimentais) de cada resposta através de uma ponderação, para se ter uma única função objetivo – análise multi-objetivo escalarizada.

Apesar do alto custo computacional necessário para a implementação do FEMU, ela é a mais adequada das propostas pela literatura, devido a sua robustez. Pode ser facilmente implementada para se trabalhar com qualquer tipo de dado experimental e independe de aspectos geométricos ou comportamento mecânico (BRESOLIN; VASSOLER, 2020).

No trabalho de Zanin, 2020, propôs-se a calibração dos parâmetros dos materiais de uma asa VANT, utilizados em um modelo numérico de elementos finitos, com base em dados experimentais. No artigo de Mathieu *et al.*, 2015, e no de Bresolin e Vassoler, 2020, a metodologia descrita é utilizada para a identificação de propriedades mecânicas de materiais metálicos e termoplásticos, respectivamente, a partir do uso de correlação de imagem (DIC) e dados de ensaio de tração.

## 4. METODOLOGIA

O corpo de prova estudado é apresentado na Figura 4.1. A peça é fabricada com polímero reforçado com fibra de carbono (PRFC) como material-base e nos *rovings*. No primeiro, é utilizado um laminado com orientações  $\pm 45^\circ$ . A Tabela 4.1 apresenta as propriedades fornecidas.

Figura 4.1 – Corpo de prova com furo.



FONTE: O autor (2021).

Tabela 4.1 – Tabela de propriedades dos materiais.

Material Base: Laminado de PRFC ( $\pm 45^\circ$ )			
$E_1 = E_2$ (GPa)	$E_3$ (GPa)	$G_{12} = G_{13} = G_{23}$ (GPa)	$\nu_{12} = \nu_{13} = \nu_{23}$ (-)
62,00	7,67	4,17	0,033
Camada de TFP unidirecional de PRFC			
$E_1$ (GPa)	$E_2 = E_3$ (GPa)	$G_{12} = G_{13} = G_{23}$ (GPa)	$\nu_{12} = \nu_{13} = \nu_{23}$ (-)
132,00	9,56	5,76	0,258

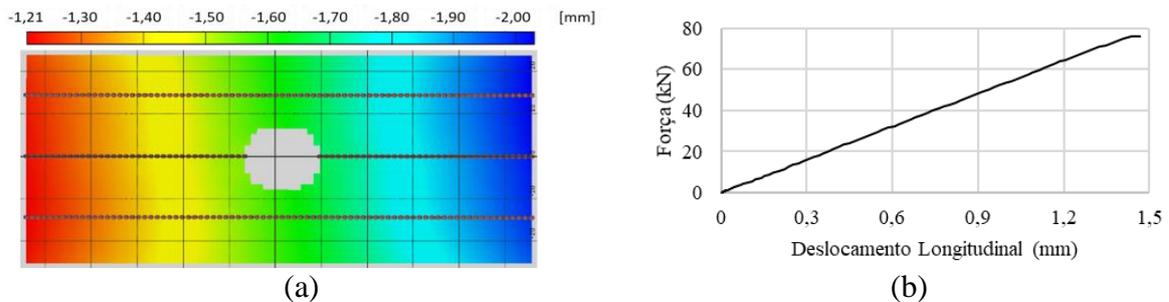
Seguindo a estratégia proposta por Spickenheuer em 2014, busca-se a correção das propriedades constitutivas do compósito utilizado nos *rovings*. Todavia, propõe-se a implementação da segmentação da geometria do componente em diferentes regiões, de acordo com as variações de espessura, possibilitando associar à cada região  $i$  um coeficiente de enrijecimento  $\alpha_i$  que irá multiplicar o módulo de elasticidade longitudinal ( $E_1$ ) do compósito. Por meio da resolução de um problema inverso, a ser apresentado em detalhes, busca-se a determinação de cada um dos coeficientes propostos. Dessa forma, a partir dos valores de  $\alpha_i$  encontrados, poderá ser possível avaliar qualitativamente a influência do aumento da espessura do componente, causado pela sobreposição de *rovings*.

#### 4.1. DADOS EXPERIMENTAIS

O componente estudado foi fabricado e ensaiado sobre tração pelo próprio IPF. Dados de força de reação e de deslocamentos foram medidos por meio de uma célula de carga e de medições óticas (*Digital Image Correlation – DIC*). O ensaio de tração carregou o componente até mais de 70 kN, no entanto, observou-se falha do material base por flambagem a partir de 60 kN. Assim, limitou-se a faixa de análise até esse último patamar. Os dados óticos foram capazes de proporcionar dados de deslocamento longitudinais e transversais do componente analisado, ao longo de uma linha, distante 14,5 mm do centro do furo do componente. A área de medição ótica possui comprimento longitudinal de 110 mm, enquanto o CP ensaiado possui 200 mm entre as garras da máquina de tração.

A esquerda da Figura 4.2 é apresentado um campo de deslocamento longitudinal frente a uma carga de aproximadamente 40 kN, onde as linhas pontilhadas são as regiões onde se têm informações da cinemática do componente. A direita é apresentada a curva força-deslocamento resultante do ensaio.

Figura 4.2 – (a) Campo de deslocamento longitudinal; (b) Curva força-deslocamento do ensaio.



Fonte: O autor (2021).

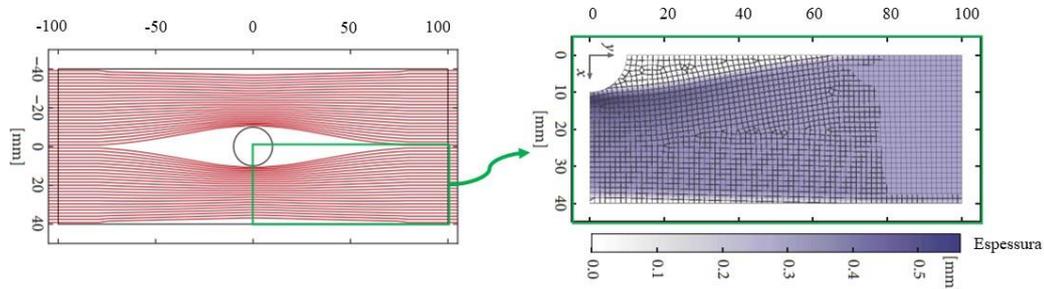
Para leitura e processamento de dados, foi desenvolvido um algoritmo no *software* MATLAB® (MATLAB, 2012) que fizesse a leitura de todos os arquivos gerados pelo DIC e calculasse os deslocamentos relativos necessários para a determinação da condição de contorno a ser aplicada no modelo numérico e a determinação das deformações locais. Os cálculos são apresentados no ANEXO I.

#### 4.2. MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

Devido as características de fabricação com o TFP, um ponto do domínio pode apresentar mudança de orientação e de espessura. Devido aos parâmetros utilizados no processo de fabricação, *a priori*, têm-se informações de espessuras e orientações locais (Figura 4.3), que

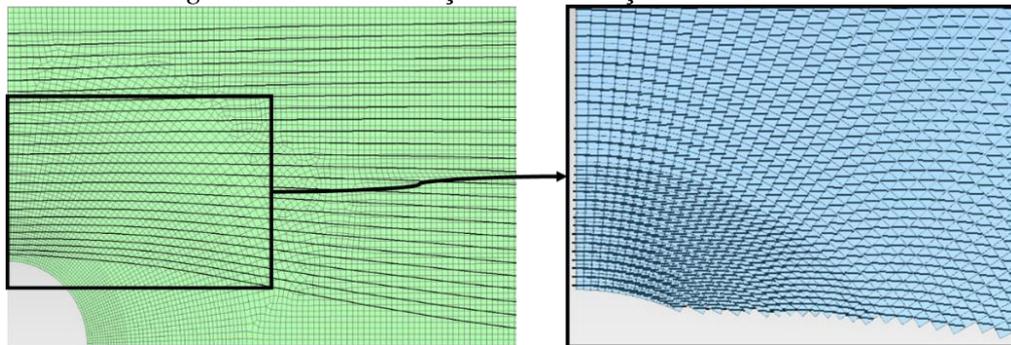
podem ser usadas para a criação de um modelo de elementos finitos adequado para uma análise estrutural (Figura 4.4).

Figura 4.3 – A esquerda: geometria com contorno em preto, *rovings* de fibras em vermelho, com variação de direção. Detalhe de variação de espessura à direita.



FONTE: Adaptado de (BITTRICH *et al.*, 2019).

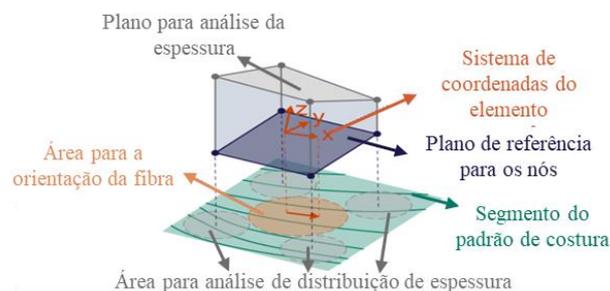
Figura 4.4 – A esquerda: geometria com a malha do modelo numérico e a posição dos *rovings*. Detalhe de variação de orientação de cada elemento.



FONTE: O autor (2021).

Com o uso da linguagem de programação Python, modela-se cada elemento 3D em um espaço 2D, com uma espessura que é avaliada em seus cantos e uma orientação que é definida no seu centro, cujas informações são provenientes da própria geometria projetada e construída. Ainda é possível sobrepor elementos para a criação de uma malha tridimensional – Figura 4.5.

Figura 4.5 – Descrição esquemática da modelagem numérica de um modelo de componentes fabricados por TFP.



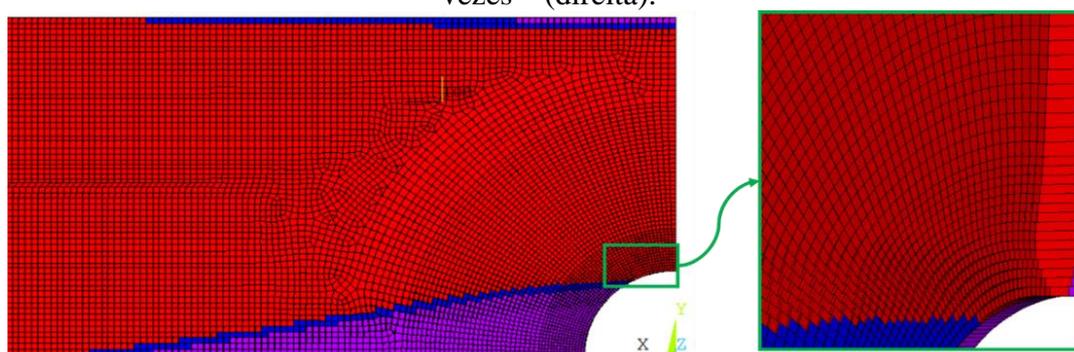
FONTE: Adaptada de BITTRICH *et al.*, 2019.

Dessa forma, é possível combinar as informações de espessura e de orientação para o centro do elemento finito, a fim de se criar um elemento 2D, utilizado no presente trabalho, e reduzir o custo computacional. A diferença consiste em se negligenciar efeitos tridimensionais fora do plano desses elementos, onde residem informações de orientação e gradientes de espessura (BITTRICH *et al.*, 2019).

Na sequência da discretização geométrica, é criada uma seção para cada elemento, que contém informações das camadas. Cada camada contém dados de espessura, do material, do ângulo de orientação do elemento e da quantidade de pontos de integração. Essa malha é então exportada como um arquivo de entrada para o *software* ANSYS APDL® (ANSYS INC., 2016a), onde é possível aplicar condições de contorno e carregamentos para a resolução do problema de EF (ALMEIDA; BITTRICH; SPICKENHEUER, 2020).

Na Figura 4.6, é apresentado o modelo exportado para o APDL®, onde é possível visualizar a variação das seções ao longo do componente. Como cada elemento possui uma seção específica, o número de camadas, de materiais, de espessura e de orientação variam ao longo de todo o modelo. Na vista apresentada, a cor vermelha representa a camada de costura dos *rovings*, em azul uma fina camada de resina e em roxo o material base laminado.

Figura 4.6 – Malha 2D do modelo de elementos finitos apresentando os materiais de cada camada na vista superior dos elementos (esquerda) e a variação da espessura – ampliada duas vezes – (direita).



FONTE: O autor (2021).

A malha é composta por elementos quadráticos, do tipo casca, com 8 nós (SHELL281 (ANSYS INC., 2016b)). O modelo possui 9.193 elementos e 28.032 nós. A malha é feita de acordo com o tamanho dos *rovings* utilizados no processo, de forma que o tamanho máximo do elemento não pode ultrapassar o tamanho do *roving* utilizado. Dessa forma, o tamanho dos elementos utilizados acaba sendo menor do que o de uma malha convergida. A geração deste modelo mecânico foi feita com código proprietário, onde o modelo de FEM foi disponibilizado pelo IPF, com geometria, camadas, e propriedades de materiais já definidas.

#### 4.2.1. Adaptações Necessárias

Para aplicar a metodologia de enrijecimento de constantes de material, é necessário parametrizar algumas das propriedades de material pré-definidas no modelo criado pelo IPF. Assim, foi necessário criar algoritmos para sua modificação, onde dois casos de estudo foram avaliados no presente trabalho:

- Caso 1: utilizou-se o modelo original fornecido pelo IPF, parametrizando o  $E_1$  do compósito dos *rovings* por único coeficiente de enrijecimento  $\alpha_1$ . Com o modelo

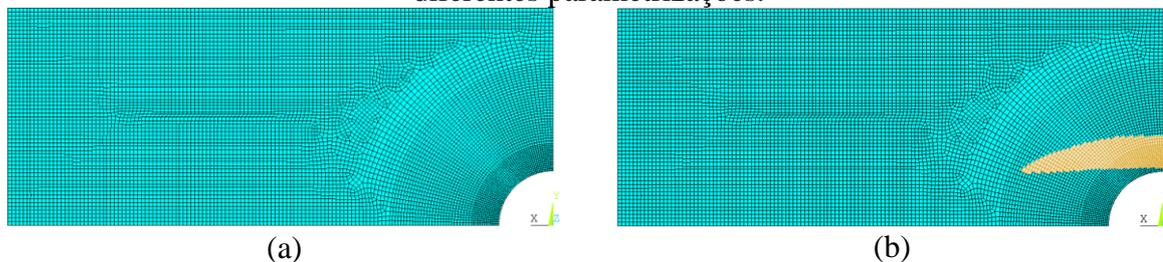
parametrizado, buscou-se obter o parâmetro  $\alpha_1$  que minimiza os desvios entre as respostas experimentais e numéricas;

- Caso 2: propôs-se a segmentação do modelo de EF original em duas regiões, de acordo com as espessuras dos elementos. A região 1 é composta com elementos de até 80% da máxima espessura, com um fator de enrijecimento  $\alpha_1$  associado. A região 2 é composta com os elementos 20% mais espessos, com um coeficiente  $\alpha_2$  associado. Neste caso, o modelo precisa ser parametrizado de forma diferente nestas duas regiões. Com o modelo parametrizado, buscou-se obter os parâmetros  $\alpha_1$  e  $\alpha_2$  que minimizam os desvios entre as respostas experimentais e numéricas.

Para o Caso 2, a seleção da faixa de espessura das regiões tem duas justificativas: a faixa precisa ser pequena o suficiente para a captação de efeitos localizados e deve ser grande o suficiente para que englobe a linha onde se possui informações dos dados óticos fornecidos pelo IPF ( $y = 14,5$  mm).

Para a segmentação do componente em diferentes regiões, foi necessário a realização de alterações no modelo de EF fornecido pelo IPF. Devido a forma que o modelo é criado, a estratégia adotada consiste na criação de um algoritmo que fosse capaz de ler todas as informações de materiais e de seções de cada elemento do modelo, e copiar essas informações para novas seções com a parametrização de  $E_1$  do composto dos *rovings*. Após isso, o algoritmo segue com a seleção de elementos em determinadas faixas de espessura, que formam uma região  $i$ . Para cada região, é criado um arquivo de *input* para o APDL®, a fim de se realizar a substituição das seções originais pelas novas nos elementos da faixa de espessura especificada. Na Figura 4.7 pode-se observar o resultado da modelagem do Caso 2.

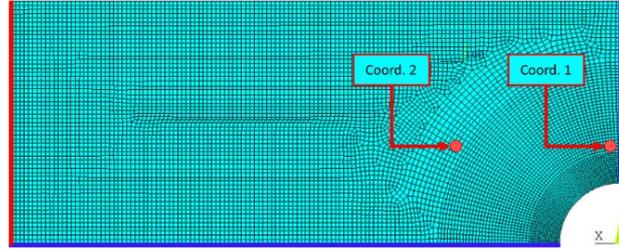
Figura 4.7 – (a) Modelo do Caso 1; (b) Modelo do Caso 2, indicando as regiões com diferentes parametrizações.



Fonte: O autor (2021).

Na Figura 4.8 é possível observar a modelagem mecânica do componente. É aplicado condições de simetria em  $x$ ,  $y$  e  $z$ , nas arestas azuis e no plano da peça, além da aplicação de deslocamento trativo na aresta vermelha. Devido a linearidade do problema, e do alto custo computacional, a estratégia adotada foi de segmentar o intervalo de aplicação de condições de contorno em 4 pontos. Assim, o modelo numérico possui 4 incrementos, com valores distintos de deslocamento aplicado. Para a comparação dos resultados numéricos, três respostas são extraídas da solução: força de reação na região de aplicação do deslocamento e a média de deformações longitudinais em círculos, com raio de 0,4 mm, centrados nas coordenadas 1 (1,3; 14,5) e 2 (29,6; 14,5), onde se possui o histórico de deslocamentos localizados.

Figura 4.8 – Modelagem numérica do componente analisado.

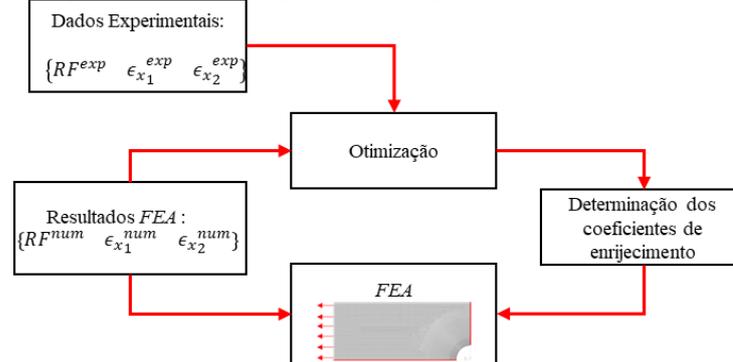


FONTE: O autor (2021).

### 4.3. PROBLEMA INVERSO

Para a resolução do problema inverso e implementação do FEMU, foi desenvolvido um algoritmo no *software* MATLAB® com iterações no APDL®, onde busca-se corrigir o vetor formado pelos parâmetros de correção por meio de uma função de otimização. Assim, os dados experimentais, obtidos através de ensaios mecânicos, e os resultados das iterações dos modelos numéricos são utilizados como parâmetros de entrada do algoritmo (Figura 4.9).

Figura 4.9 – Fluxograma do algoritmo desenvolvido.



Fonte: O autor (2021).

Os resultados numéricos são a força de reação longitudinal ( $F^{num}$ ) e as deformação longitudinais locais nas duas coordenadas analisadas ( $\epsilon_1^{num}$  e  $\epsilon_2^{num}$ ) do componente para cada um dos quatro incrementos analisados. Dessa forma, juntamente com os dados experimentais de força de reação ( $F^{exp}$ ) e das deformações em cada coordenada ( $\epsilon_1^{exp}$  e  $\epsilon_2^{exp}$ ) do ensaio de tração do componente, pode-se definir duas funções objetivos, Eq. (2) e (3), onde  $n$  representa os quatro incrementos avaliados do modelo de elementos finitos. A partir disso, pode-se calcular um função multi-objetiva escalarizada, apresentada na Eq. (4).

$$f^F = \sum_k^n \frac{(F_k^{exp} - F_k^{num})^2}{\sum_j^n (F_j^{exp})^2} \quad (2)$$

$$f^\epsilon = \sum_k^n \frac{(\epsilon_{1k}^{exp} - \epsilon_{1k}^{num})^2}{\sum_j^n (\epsilon_{1j}^{exp})^2} + \sum_k^n \frac{(\epsilon_{2k}^{exp} - \epsilon_{2k}^{num})^2}{\sum_j^n (\epsilon_{2j}^{exp})^2} \quad (3)$$

$$f_{obj} = f^F + f^\epsilon \quad (4)$$

A otimização foi realizada buscando a minimização da função multi-objetiva escalarizada através de um algoritmo disposto na biblioteca do *software* MATLAB®: *fminsearch*, partindo de coeficientes de enrijecimento unitários. O algoritmo utiliza o método SIMPLEX de Lagarias *et al.*, 1998. É um método de busca direta, que não utiliza gradientes numéricos ou analíticos, mas buscam um conjunto de pontos próximos do atual, a fim de se determinar a “direção” de minimizar a função.

#### 4.4. ANÁLISES PRÉVIAS

Além da obtenção dos coeficientes de enrijecimento para o Caso 1 e Caso 2, buscou-se compreender o domínio de solução do Caso 2 frente a escolha dos dados experimentais. Assim, duas análises prévias foram realizadas:

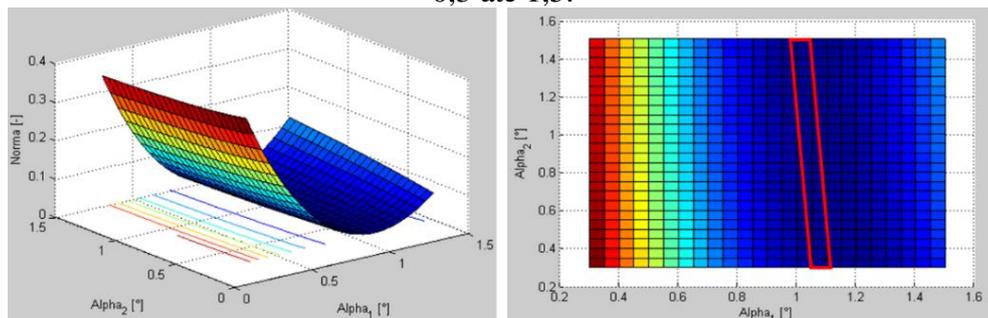
- Abordagem 1 – mapeamento da solução considerando apenas dados experimentais de força de reação, para um dado deslocamento aplicado, de forma que a otimização se dá apenas com a minimização da Eq. (2);
- Abordagem 2 – mapeamento da solução considerando dados experimentais de força de reação e deformação local, para um dado deslocamento aplicado, de forma que a otimização se dá com a minimização da Eq. (4).

### 5. RESULTADOS

#### 5.1. ANÁLISES PRÉVIAS

A primeira abordagem de estudo do problema se deu com a proposta de otimização apenas com o uso de dados de força, sem a implementação de dados óticos. A varredura da influência de  $\alpha_1$  e  $\alpha_2$  é apresentada na Figura 5.1, onde pode-se observar uma região com infinitas soluções de mínimos.

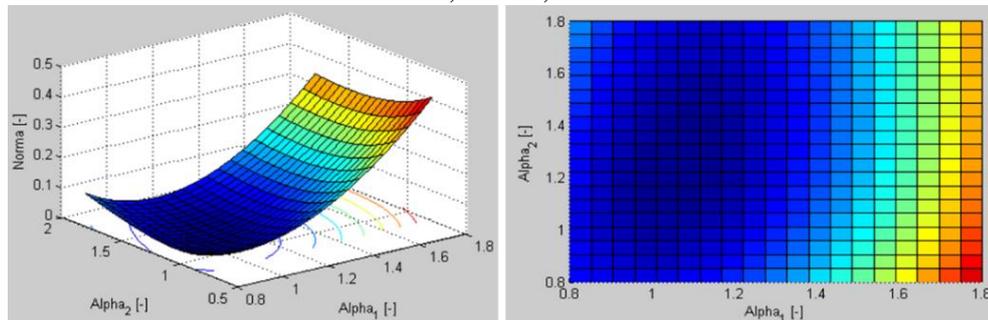
Figura 5.1 – Mapeamento do campo de soluções da Abordagem 1, com  $\alpha_1$  e  $\alpha_2$  variando de 0,3 até 1,5.



Fonte: O autor (2021).

Na Abordagem 2, usando além da força, os de deformações localizadas obtidos com medição ótica, observa-se um campo convexo (Figura 5.2), indicando a existência de uma única solução.

Figura 5.2 – Mapeamento do campo de soluções da Abordagem 2, com  $\alpha_1$  e  $\alpha_2$  variando de 0,8 até 1,8.



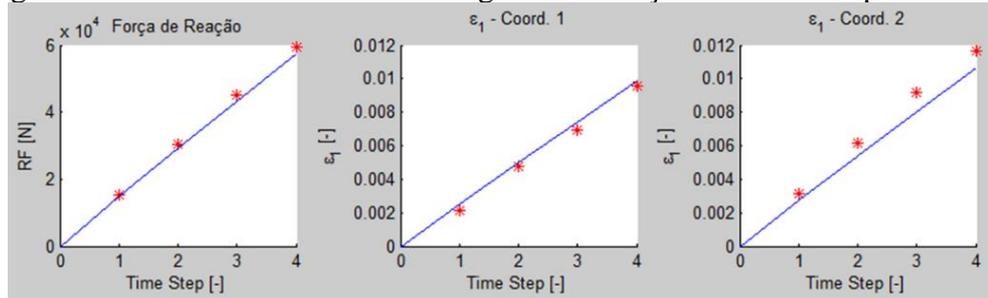
Fonte: O autor (2021).

Este estudo demonstra que o uso de uma única reposta experimental (dado de força), para determinação de dois coeficientes de enrijecimento, pode levar infinitas combinações dos coeficientes, sendo necessário mais dados experimentais. No ANEXO II são apresentados outros resultados dos mapeamentos das funções descritas anteriormente, exibindo melhor o impacto da variação de cada coeficiente.

## 5.2. MODELO ORIGINAL

Para efeitos de comparação, se apresentam as respostas do modelo numérico fornecido pelo IPF, antes de ser realizada qualquer parametrização, ou ajuste de coeficiente de enrijecimento. Os resultados são apresentados na Figura 5.3. Em vermelho estão os valores experimentais, calculados através dos dados do DIC, e em azul os resultados numéricos. Da esquerda para a direita, são apresentadas as comparações com os valores de força de reação e das deformações médias, das coordenadas 1 e 2. Cada uma das três respostas numéricas apresentou desvios médios, em relação às experimentais, de  $-3,96\%$ ,  $8,97\%$  e  $-11,49\%$ , respectivamente, e o valor da função objetivo considerando todos dados foi de 0,0620.

Figura 5.3 – Resultados do modelo original em relação aos dados experimentais.

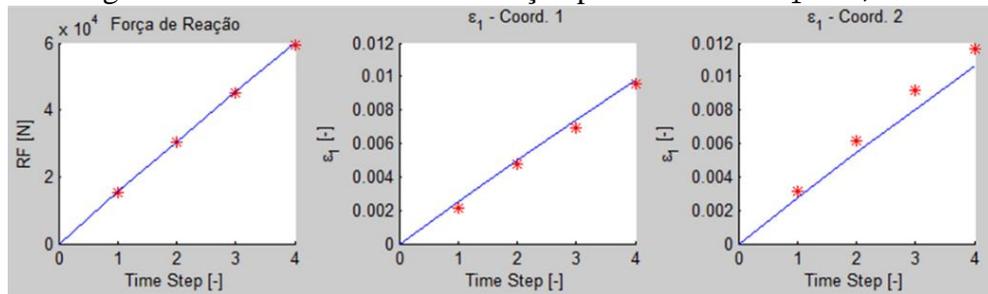


Fonte: O autor (2021).

## 5.3. CASO 1

Parametrizando o modelo original com um único coeficiente de enrijecimento  $\alpha_1$  para todos os elementos, obtém-se os resultados apresentados na Figura 5.4. Após a determinação do coeficiente que pondera a propriedade  $E_1$  do compósito do *roving*, a função objetivo obtida é de 0,0137, com  $\alpha_1 = 1,062$ . Os desvios médios, das respostas de força e deformações nas coordenadas 1 e 2, são de  $0,89\%$ ,  $8,22\%$  e  $-11,37\%$ , respectivamente, não havendo mudanças significativas nos resultados de deformações.

Figura 5.4 – Resultados da otimização para o Caso 1:  $\alpha_1 = 1,062$ .

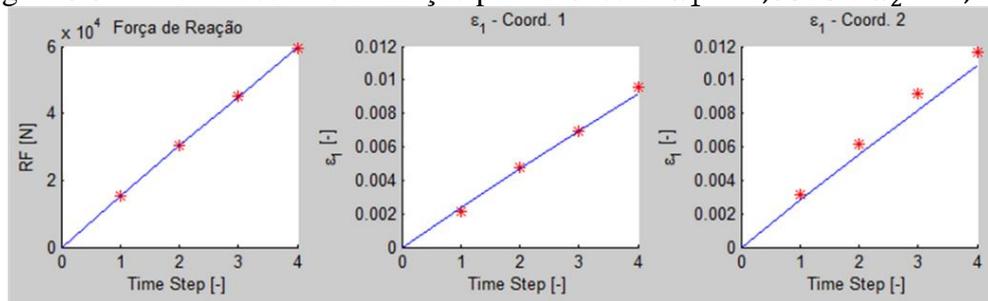


Fonte: O autor (2021).

#### 5.4. CASO 2

Parametrizando o modelo original com dois coeficientes de enrijecimento,  $\alpha_1$  associado a região com espessura menor, e  $\alpha_2$  associado a região mais central e mais espessa, obtém-se os resultados apresentados na Figura 5.5. Após o ajuste dos parâmetros do material do *rovings*, com  $\alpha_1 = 1,0393$  e  $\alpha_2 = 1,2126$ . Os desvios médios das respostas numéricas, em relação aos dados experimentais são de  $-0,16\%$ ,  $1,26\%$  e  $-9,52\%$ , para força de reação e as deformações locais nas coordenadas 1 e 2, respectivamente. A função objetivo reduziu para 0,0088.

Figura 5.5 – Resultados da otimização para o Caso 2:  $\alpha_1 = 1,0393$  e  $\alpha_2 = 1,213$ .

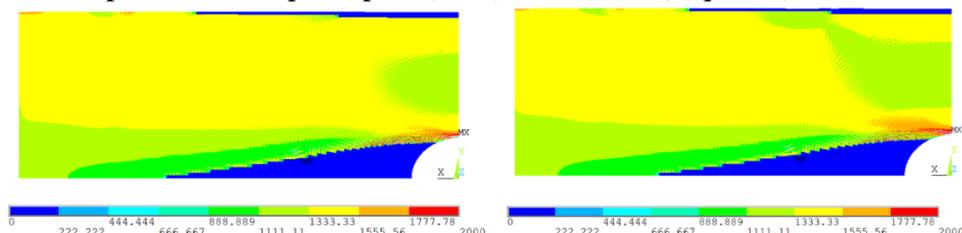


Fonte: O autor (2021).

#### 5.5. COMPARAÇÃO ENTRE MODELOS

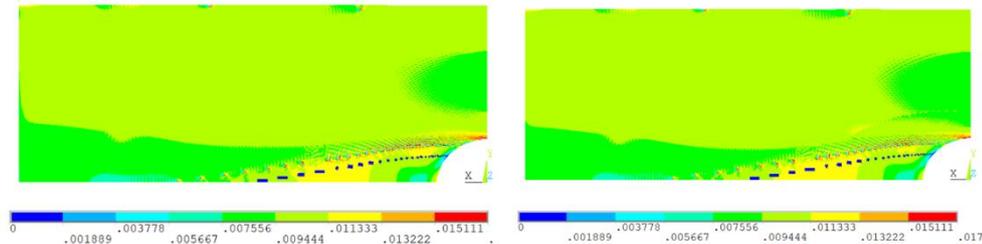
Os campos de deformações longitudinais e os de tensões principais são apresentados na Figura 5.6 e na Figura 5.7 para os casos avaliados. No lado direito das figuras estão os resultados do modelo segmentado, onde pode-se observar um aumento de rigidez na região próxima ao furo, devido a  $\alpha_2$  ser maior que  $\alpha_1$ . Como consequência, ocorre uma redução nos níveis de deformações e de tensões.

Figura 5.6 – Campo de tensões principais (MPa), do Caso 1 (esquerda) e do Caso 2 (direita).



Fonte: O autor (2021).

Figura 5.7 – Campo de deformação longitudinal do Caso 1 (esquerda) e do Caso 2 (direita).



Fonte: O autor (2021).

## 6. CONCLUSÕES

Com a metodologia desenvolvida no presente trabalho foi possível realizar a calibração do modelo mecânico de um componente fabricado via TFP, e estender os trabalhos prévios no tema, a partir das propostas de incorporar dados experimentais localizados de deformações e coeficientes de enrijecimento diferentes para diferentes regiões do compósito. Neste estudo observou-se que regiões com maior espessura, apresentam maior rigidez em relação ao inicialmente previsto com as propriedades de material originais, impactando na cinemática da resposta do modelo.

Dois casos foram avaliados, a fim de se comparar a real influência da espessura. No Caso 1, com um único coeficiente de enrijecimento, conclui-se que as propriedades  $E_1$  das fibras necessitam aumentar em 6,2% para reproduzir a resposta observada experimentalmente. No Caso 2, onde a geometria é segmentada em duas regiões de acordo a espessura total dos elementos, o  $E_1$  do composto dos *rovings* necessita aumentar em 3,9% na região de menor espessura e 21,3% na região mais espessa. Estes resultados estão de acordo com o esperado uma vez que a sobreposição de fibras da região mais espessa pode levar a rigidez mais elevadas.

Além disso, a partir do estudo do domínio de solução do Caso 2, observou-se que apenas dado de força não é suficiente para realizar a garantir convexidade da solução de otimização. Assim, a implementação de uma análise multi-objetivo escalarizada, que leve em consideração dados de deformações locais e não só valores de força de reação para um dado deslocamento, é necessária.

A partir da comparação dos campos de deformação observou-se um aumento de rigidez bastante significativo na região próxima ao furo do componente, devido ao aumento de espessura causado pela sobreposição de passagem dos *rovings* nessa região. Esse aumento também pode ser observado nas comparações entre os modelos, apresentadas na Seção 5.5.

Todavia, o modelo numérico não foi capaz de representar de forma acurada todas as deformações localizadas mais ao centro do componente. Isto pode ser justificado por limitações da escolha de modelagem por elementos de cascas, que possui discrepâncias inerentes as hipóteses da teoria estrutural do modelo, como por exemplo, a não suavidade da continuidade da espessura dos elementos, além das imprecisões de discretizações das orientações das fibras.

Para trabalhos futuros, sugere-se a avaliação de modelos com maior quantidade de segmentações, elementos sólidos, além de levar outros parâmetros em consideração, como a variação da direção das fibras, além da avaliação de outras geometrias e de mais pontos contendo dados óticos. Ainda, dados experimentais que se aproximem mais da região de interesse pode ajudar na captura de efeitos localizados. Ademais, uma vez que se tenha um banco de dados suficientemente grande, poderia ser proposta uma correlação entre os parâmetros de fabricação e os coeficientes de enrijecimento, a fim de se correlacionar localmente os parâmetros de fabricação com os parâmetros mecânicos resultantes.

## 7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALMEIDA, J. H. S. *et al.* Buckling optimization of composite cylinders for axial compression: A design methodology considering a variable-axial fiber layout. **Composite Structures**, [s. l.], v. 222, n. December 2018, p. 110928, 2019. Available at: <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2019.110928>

ALMEIDA, J. H. S.; BITTRICH, L.; SPICKENHEUER, A. Improving the open-hole tension characteristics with variable-axial composite laminates: Optimization, progressive damage modeling and experimental observations. **Composites Science and Technology**, [s. l.], v. 185, n. October 2019, 2020. Available at: <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2019.107889>

ANSYS INC. **Programmer's Manual for Mechanical APDL**. [S. l.: s. n.], 2016a.

ANSYS INC. **Theory Reference for the Mechanical APDL and Mechanical Applications**. [S. l.: s. n.], 2016b.

ASTER, R. C.; BORCHERS, B.; THURBER, C. H. **Parameter Estimation and Inverse Problems**. [S. l.]: Academic Press, 2011. Available at: <https://doi.org/10.1016/C2009-0-61134-X>

AVRIL, S. *et al.* **Overview of identification methods of mechanical parameters based on full-field measurements**. [S. l.]: Springer, 2008. Available at: <https://doi.org/10.1007/s11340-008-9148-y>. Acesso em: 3 maio 2021.

BITTRICH, L. *et al.* Optimizing Variable-Axial Fiber-Reinforced Composite Laminates: The Direct Fiber Path Optimization Concept. **Mathematical Problems in Engineering**, [s. l.], v. 2019, 2019. Available at: <https://doi.org/10.1155/2019/8260563>

BRESOLIN, F. L.; VASSOLER, J. M. A numerical study of the constitutive characterization of thermoplastic materials submitted to finite strain. **International Journal of Solids and Structures**, [s. l.], v. 206, p. 456–471, 2020. Available at: <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2020.09.018>

DRAPIER, S.; WISNOM, M. R. A finite-element investigation of the interlaminar shear behaviour of non-crimp-fabric-based composites. **Composites Science and Technology**, [s. l.], v. 59, n. 16, p. 2351–2362, 1999a. Available at: [https://doi.org/10.1016/S0266-3538\(99\)00091-3](https://doi.org/10.1016/S0266-3538(99)00091-3)

DRAPIER, S.; WISNOM, M. R. Finite-element investigation of the compressive strength of non-crimp-fabric-based composites. **Composites Science and Technology**, [s. l.], v. 59, n. 8, p. 1287–1297, 1999b. Available at: [https://doi.org/10.1016/S0266-3538\(98\)00165-1](https://doi.org/10.1016/S0266-3538(98)00165-1)

GIRARDI, M. *et al.* Finite element model updating for structural applications. **Journal of Computational and Applied Mathematics**, [s. l.], v. 370, p. 112675, 2020. Available at: <https://doi.org/10.1016/j.cam.2019.112675>

JONES, R. M. **Mechanics of Composite Materials**. 2nd edition. Washington: [s. n.], 1999.

LAGARIAS, J. C. *et al.* Convergence properties of the Nelder-Mead simplex method in low dimensions. **SIAM Journal on Optimization**, [s. l.], v. 9, n. 1, p. 112–147, 1998. Available at: <https://doi.org/10.1137/S1052623496303470>

MATHIEU, F. *et al.* Estimation of Elastoplastic Parameters via Weighted FEMU and Integrated-DIC. **Experimental Mechanics**, [s. l.], v. 55, n. 1, p. 105–119, 2015. Available at: <https://doi.org/10.1007/s11340-014-9888-9>

MATLAB. Natick, Massachusetts: The Mathworks, Inc., 2012.

REDDY, J. N. **Theory and Analysis of Elastic Plates and Shells**. Second Edied. [S. l.: s. n.], 2007.

SPICKENHEUER, A. *et al.* Tailored Fiber Placement in Thermoplastic Composites. **Technologies for Lightweight Structures (TLS)**, [s. l.], v. 1, n. 2, 2018. Available at: <https://doi.org/10.21935/tls.v1i2.95>

SPICKENHEUER, A. Zur fertigungsgerechten Auslegung von Faser-Kunststoff-Verbundbauteilen für den extremen Leichtbau auf Basis des variabelaxialen Fadenablageverfahrens Tailored Fiber Placement. [s. l.], 2014.

UHLIG, K. *et al.* Meso-scaled finite element analysis of fiber reinforced plastics made by Tailored Fiber Placement. **Composite Structures**, [s. l.], v. 143, p. 53–62, 2016. Available at: <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.01.049>

UHLIG, K. *et al.* Waviness and fiber volume content analysis in continuous carbon fiber reinforced plastics made by tailored fiber placement. **Composite Structures**, [s. l.], v. 222, p. 110910, 2019. Available at: <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2019.110910>

ZANIN, C. E. da S. Desenvolvimento e calibração de um modelo numérico de uma asa de VANT para aplicações em aeroelasticidade. [s. l.], v. 21, n. 1, p. 1–9, 2020.

## 8. ANEXO I

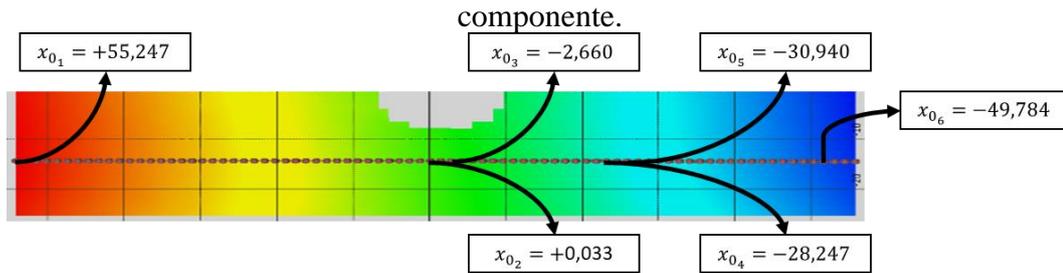
A partir dos resultados extraídos do teste de tração, são avaliados os arquivos de *output* do DIC referentes aos valores de força de interesse. Uma vez que se limita o ensaio em 60 kN de carga trativa, devido a flambagem do material-base, busca-se avaliar quatro cenários, que serão modelados em cada *step* de incremento da simulação numérica do componente. Busca-se um espaçamento aproximadamente equidistantes entre os pontos, de acordo com a disponibilidade de dados. Assim, os valores de força experimentais que mais se aproximam desse cenário são:

- $F_1^{exp} = 15.347,29$  N;
- $F_2^{exp} = 30.432,13$  N;
- $F_3^{exp} = 44.992,07$  N;
- $F_4^{exp} = 59.597,78$  N.

Para cada arquivo, têm-se as coordenadas iniciais e finais dos pontos ao longo das linhas de referência, que fica a uma distância transversal de 14,5 mm do centro do furo da peça.

Na análise do presente trabalho, escolheram-se arbitrariamente seis pontos para o cálculo de deformações locais em duas coordenadas e de deslocamento a ser aplicado como condição de contorno em cada *step i*. A Figura 8.1 apresenta os pontos escolhidos e as coordenadas iniciais, que constituem o vetor  $x_0$  (Eq. (5)). O vetor  $x_{1_i}$  (Eq. (6)) contém as informações das coordenadas de cada um dos seis pontos para uma dada carga trativa, de cada incremento.

Figura 8.1 – Pontos escolhidos e suas posições iniciais, sem carregamento aplicado, plotados em um campo de deslocamento representativo. A linha pontilhada é a região onde se tem informações da cinemática do componente e está a 14,5 mm de distância do furo do componente.



Fonte: O autor (2021).

$$x_0 = \begin{Bmatrix} x_{0_1} \\ x_{0_2} \\ x_{0_3} \\ x_{0_4} \\ x_{0_5} \\ x_{0_6} \end{Bmatrix} \quad (5)$$

$$x_{1_i} = \begin{Bmatrix} x_{1_1} \\ x_{1_2} \\ x_{1_3} \\ x_{1_4} \\ x_{1_5} \\ x_{1_6} \end{Bmatrix} \quad (6)$$

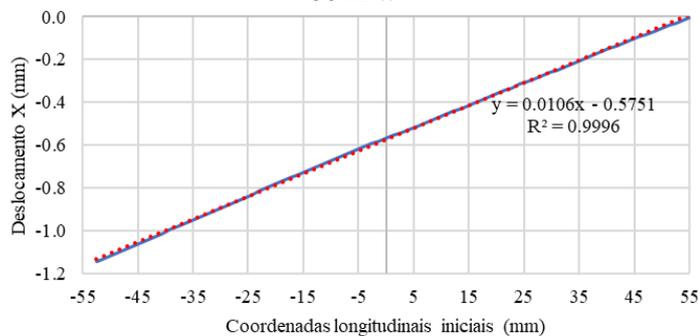
A partir desses vetores, pode-se calcular o vetor de deslocamento,  $U_{x_i}$  (Eq. (7)), de cada ponto escolhido. A partir de  $U_{x_i}$ , calcula-se  $U_{rel_i}$  (Eq. (8)) que contém as informações necessárias para os inputs do modelo numérico e as respostas experimentais, em cada incremento  $i$ . Na primeira linha do vetor é calculado o deslocamento relativo do ponto 6, englobando a maior distância possível, a fim de se representar o comportamento médio do componente. Nas linhas 2 e 3, calcula-se deslocamentos relativos das fibras formadas entre os pontos 2-3 e 4-5, para o cálculo de deformações localizadas.

$$U_{x_i} = \begin{Bmatrix} x_{1_i}(1) - x_0(1) \\ x_{1_i}(2) - x_0(2) \\ x_{1_i}(3) - x_0(3) \\ x_{1_i}(4) - x_0(4) \\ x_{1_i}(5) - x_0(5) \\ x_{1_i}(6) - x_0(6) \end{Bmatrix} \quad (7)$$

$$U_{rel_i} = \begin{cases} U_{x_i}(6) - U_{x_i}(1) \\ U_{x_i}(3) - U_{x_i}(2) \\ U_{x_i}(5) - U_{x_i}(4) \end{cases} \quad (8)$$

Na sequência, é necessário extrapolar o deslocamento relativo de  $U_{rel_i}(1)$  para o cálculo do valor da condição de contorno de deslocamento no incremento  $i$ , uma vez que o comprimento avaliado nos resultados do DIC difere do comprimento do componente modelado numericamente. Como pode-se observar na Figura 8.2, os deslocamentos do DIC apresentam uma tendência linear. Assim, calcula-se  $K$  (Eq. (9)), que leva em consideração a distância inicial, entre os pontos 1-6, e a simetria. A condição de contorno de deslocamento aplicada em cada *step* é calculada de acordo com a Eq. (10).

Figura 8.2 – Deslocamentos de cada ponto do DIC ao longo da aplicação de aproximadamente 60 kN.



Fonte: O autor (2021).

$$K = \frac{200/(x_0(6) - x_0(1))}{-2} = -0,952 \quad (9)$$

$$CC_i = U_{rel_i}(1) * K \quad (10)$$

Finalmente, o cálculo das deformações é realizado. Os comprimentos iniciais das fibras formadas pelos pontos 2-3 e 4-5 são calculadas nas Eq. (11) e (12), respectivamente. As deformações longitudinais das fibras são calculadas através das Eq. (13) e (14).

$$L_{2-3} = x_0(3) - x_0(2) \quad (11)$$

$$L_{4-5} = x_0(5) - x_0(4) \quad (12)$$

$$\varepsilon_{L_{2-3}} = \frac{U_{rel_i}(2)}{L_{01}} \quad (13)$$

$$\varepsilon_{L_{4-5}} = \frac{U_{rel_i}(3)}{L_{02}} \quad (14)$$

Os círculos para a determinação da deformação média numérica são centrados nas coordenadas 1 e 2, com  $y$  igual a 14,5 mm e  $x$  determinado a partir das equações (15) e (16).

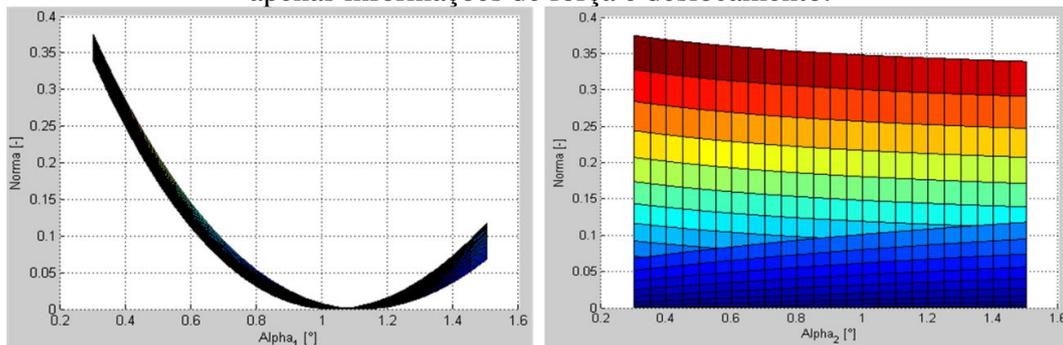
$$Coord_1 = \frac{x_0(2) + x_0(3)}{2} \quad (15)$$

$$Coord_2 = \frac{x_0(5) + x_0(4)}{2} \quad (16)$$

## 9. ANEXO II

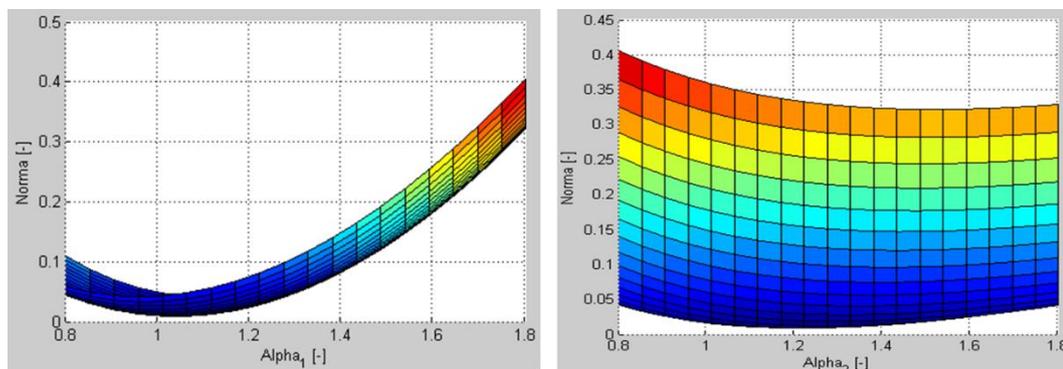
Em relação ao mapeamento da convexidade das abordagens descritas na seção 4.4, buscando verificar a influência de cada coeficiente de enrijecimento frente a função objetivo, os resultados complementares aos apresentados na seção 5.1 são exibidos na sequência. Na Figura 9.1 é apresentado o mapeamento para a Abordagem 1 e a Figura 9.2 mostra o mapeamento da convexidade da Abordagem 2.

Figura 9.1 – Influência de  $\alpha_1$  e de  $\alpha_2$  no campo de soluções do problema de otimização com apenas informações de força e deslocamento.



Fonte: O autor (2021).

Figura 9.2 – Influência de  $\alpha_1$  e de  $\alpha_2$  no campo de soluções do problema de otimização com informações de força e deslocamento e de deformações locais.



Fonte: O autor (2021).