



Jessé Henrique Nascimento Beserra

**Desenvolvimento de ligações viga-coluna de perfis
pultrudados por meio da manufatura aditiva**

Dissertação de Mestrado

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de mestre pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, do Departamento de Engenharia Civil e Ambiental da PUC-Rio.

Orientador: Prof. Daniel Carlos Taissum Cardoso

Coorientador: Prof. João Victor Azevedo de Menezes Correia de Melo

Rio de Janeiro,
Fevereiro de 2022



Jessé Henrique Nascimento Beserra

**Desenvolvimento de ligações viga-coluna de perfis
pultrudados por meio da manufatura aditiva**

Dissertação apresentada como requisito parcial para
obtenção do grau de mestre pelo Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Civil, do Departamento de
Engenharia Civil e Ambiental da PUC-Rio. Examinada por:

Prof. Daniel Carlos Taissum Cardoso

Orientador

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Prof. João Victor Azevedo de Menezes Correia de Melo

Coorientador

Departamento de Artes & Design – PUC-Rio

Prof. Flávio de Andrade Silva

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Prof. Anderson Pereira

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

Rio de Janeiro, 24 de Fevereiro de 2022

Todos os direitos reservados. A reprodução, total ou parcial, do trabalho é proibida sem autorização da universidade, do autor e do orientador.

Jessé Henrique Nascimento Beserra

Graduou-se em Engenharia Civil pela PUC-Rio (Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro) em 2019. Participou de um projeto de pesquisa relacionado à durabilidade de reparos de tubulações em ambientes salinos. Atua como colaborador numa empresa de projetos em materiais não convencionais. Sua área de interesse engloba a aplicação de compósitos na construção civil e pesquisas experimentais.

Ficha Catalográfica

Beserra, Jessé Henrique Nascimento

Desenvolvimento de ligações viga-coluna de perfis pultrudados por meio da manufatura aditiva / Jessé Henrique Nascimento Beserra ; orientador: Daniel Carlos Taissum Cardoso ; coorientador: João Victor Azevedo de Menezes Correia de Melo. – 2022.

127 f. : il. color. ; 30 cm

Dissertação (mestrado)–Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, 2022.

Inclui bibliografia

1. Engenharia Civil e Ambiental - Teses. 2. Pultrudados. 3. Impressão 3D. 4. Compósitos. 5. Ligações. I. Cardoso, Daniel Carlos Taissum. II. Melo, João Victor Azevedo de Menezes Correia de. III. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental. IV. Título

CDD:
624

Agradecimentos

Em primeiro lugar, agradeço à Deus por ter colocado as pessoas certas no meu caminho durante toda essa jornada.

Agradeço à minha família pelo apoio incessante.

Ao meu orientador Daniel Carlos Taissum Cardoso pela sua dedicação e incitação a extrair o melhor de mim.

À Cogumelo Brasil pela doação de matéria-prima, em especial aos colaboradores Diogo, Vanessa e Elisangela.

Ao meu coorientador João Victor e à toda equipe do NEXT e do professor Jorge Lopes.

Aos meus colegas e funcionários do LEM-DEC Natália Victória, Marina, Thaís, Felipe Rodrigues, Victor Nogueira, Vitor Monteiro, Nábila, Kíssila, Mário Seixas, Vitor Carvalho, Bruno Pires, Alexander, Raylane, Rebecca, Gabrielle, Felipe Fonseca, Felipe Pinheiro, João Marcelo, Iranildo, Fernanda, Gisele, Thiago Miranda, Thiago Andrade, Letícia, Euclides, Marques, Rogério, Jhansen, Brunão, Anderson, Zé Nilson, Lilia, Érica.

À Petrobrás e todos os meus colegas do projeto TCBR 495, Bruno Jordão, Victor Silva, Priscilla Vieira, Geovane Almeida, Filipe Sá, Lucas Ferreira, João Torres, Ana Carolina, Patrícia, Marcello e Cíntia.

Ao meu antigo coorientador Cássio Gaspar pelos conselhos sempre bem vindos.

Aos professores do programa de pós-graduação em estruturas, Raul Rosas, Luiz Wrobel, Flávio Silva e Paulo Batista.

Ao consultor Yan Molinos (Koios 3D) e aos técnicos Caíque Martires e Gideão Gomes da 3D Criar.

Aos técnicos de suporte da multitech, em especial João Figueiredo e Ramon Grillo.

Ao Dr Toby Mottram pelo fornecimento de bibliografia e acesso à sua base de dados, também ao professor Kui Wang pelo envio de material bibliográfico.

E por último, mas não menos importante, agradeço à BRAVER Engenharia por ter me dado a oportunidade de enriquecer meu aspecto profissional fazendo parte do seu time.

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

Resumo

Beserra, Jessé Henrique Nascimento; Cardoso, Daniel Carlos Taissum. **Desenvolvimento de ligações viga-coluna de perfis pultrudados por meio da manufatura aditiva**. Rio de Janeiro, 2022, 127p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

O presente trabalho propõe um novo tipo de ligação entre perfis pultrudados que não exija furação do material, seja leve e fabricado por manufatura aditiva. Para isso, fez-se uma revisão do estado da arte no âmbito das ligações entre perfis de compósitos, abordando ligações parafusadas simples, cujos parafusos estão sujeitos apenas ao corte, bem como as ligações semirrígidas, que são menos contempladas pela literatura atual. Além disso, tratou-se do uso de otimização topológica em componentes mecânicos voltados à impressão 3D. Posteriormente, define-se a geometria básica do componente proposto e o respectivo modelo numérico adotado no processo de otimização topológica, expondo todas as condições de contorno, carregamento e otimização. A fim de verificar experimentalmente o comportamento do componente apresentado, ensaios momento-rotação foram realizados em três grupos, sendo um composto por exemplares com a geometria original básica e os demais por componentes otimizados (com e sem reforço). Por fim, foi observado que o caminho de fibras estabelecido foi coerente com as solicitações às quais o componente está submetido, haja vista a maior eficiência manifestada pelo aumento de resistência e rigidez por unidade de massa. A mesma constatação se aplica ao processo de otimização e ajuste. No mais, a utilização do reforço com fibras implicou numa maior repetibilidade na resposta mecânica da ligação.

Palavras-Chave

Pultrudados; Impressão 3D; Compósitos; Ligações;

Abstract

Beserra, Jessé Henrique Nascimento; Cardoso, Daniel Carlos Taissum. **Development of beam-to-column joints for pultruded profiles using additive manufacturing**. Rio de Janeiro, 2022, 127p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

The current work proposes a new type of joint between pultruded profiles that does not require drilling, is lightweight and build by additive manufacturing. To accomplish that, a state of art review on pultruded profiles joints was carried, addressing simple bolted joints which have their bolts only subjected to shear, as well as semi-rigid joints. Besides, the use of topology optimization on 3D-printed mechanical components is also addressed. Posteriorly, the basic geometry of the proposed component is defined and its respective numeric model used within the topology optimization, presenting their boundary, load and optimization conditions. In order to experimentally verify the behaviour of the component, moment-rotation tests were carried in three groups, namely, the original geometry group, the simple optimized group and the reinforced optimized group. In the end, it was observed that the defined fibre path is consistent with the stresses acting within the component, regarding the greatest efficiency shown in terms of strength and stiffness per unit mass for the reinforced specimens. The same applies to the optimization and adjusting processes. Furthermore, the use of fibre reinforcement led to a greater repeatability of mechanical response.

Keywords

Pultruded; 3D-Print; Composites; Joint;

Sumário

1. Introdução.....	19
1.1. Visão Geral	19
1.2. Motivação.....	21
1.3. Objetivo	22
1.4. Organização do trabalho	23
2. Revisão da literatura	24
2.1. Visão Geral	24
2.2. Ligações semirrígidas entre pultrudados.....	24
2.3. Componentes otimizados e a manufatura aditiva	31
3. Concepção e Modelagem Numérica.....	43
3.1. Visão Geral	43
3.2. Concepção da ligação.....	43
3.3. Modelo numérico.....	45
3.3.1. Geometria	45
3.3.2. Condições de contorno e carregamento	46
3.3.3. Materiais e malha.....	47
3.4. Estratégia de otimização	48
4. Programa experimental.....	51
4.1. Visão geral	51
4.2. Materiais.....	51
4.2.1. Perfil pultrudado	51
4.2.2. Fibras e resina	52
4.2.3. Material para impressão.....	53
4.2.3.1. Caracterização mecânica do material impresso	56
4.3. Métodos	58
4.3.1. Fluxograma do programa.....	58
4.3.2. Fabricação das amostras.....	60
4.3.3. Ensaio Momento-Rotação.....	67

5. Resultados.....	73
5.1. Modelagem	73
5.2. Ensaio Momento-Rotação	75
5.2.1. Comportamento geral	75
5.2.2. Correlação Digital de Imagem (DIC)	83
5.2.3. Modos de falha	85
6. Conclusão.....	88
7. Referências Bibliográficas	90
ANEXOS	94
ANEXO A – Ligações parafusadas entre perfis pultrudados.....	94
Modos de falha	94
Influência da geometria.....	98
Efeito do torque nos parafusos	105
Presença de rosca no contato	110
Ligações à momento (viga-pilar ou pilar-base)	113
ANEXO B – Testes de Validação.....	119
ANEXO C - Ajuste da geometria.....	125

Lista de Figuras

Figura 1. Esquemático de métodos de impressão 3D (a) FDM/FFF [3]; (b) SLS [2]	19
Figura 2. Esquemático de métodos de impressão 3D. (a) SLA [3]; (b) CLIP-DLP [3]	20
Figura 3. (a) Adidas [3]; (b) Pinça de freio Bugatti Chiron [4];	20
Figura 4. (a) Prefeitura de Dubai [9]; (b) "Nozzle" de foguete impresso [10].	21
Figura 5. Representação esquemática das ligações propostas por Azevedo (adaptado de Azevedo 2016)	26
Figura 6. Modos de falha observados por Azevedo [12]. (a)Tipo w; (b) Tipo F	27
Figura 7. Reforços com fibras (a) 0°; (b) 90°; (c) 45°; (d) Geometria concebida (retirado de Singamsethi et al 2005 [13])	28
Figura 8. Curvas (a) Carga-Deslocamento ; (b) Momento-Rotação (Retirado de Singamsethi et al. [13]).	29
Figura 9. Conector ensaiado por Smith et al.[14]	29
Figura 10. Tipos de conectores estudados por Martins et al. [15]	30
Figura 11. (a) Problema de otimização topológica generalizado; (b) Exemplo de domínio retangular; (c) Estrutura otimizada com 50% de material, discretizada em 3200 elementos [33]	33
Figura 12. Geometria e carregamentos adotados por Abdelwahab & Tsavdaridis (ref). (a) Ligação original; (b) Carregamento 1; (c) Carregamento 2; (d) Carregamento 3; (e) Carregamento 4. (retirado de Abdelwahab & Tsavdaridis [37])	34
Figura 13. Ligações otimizadas para os casos de carregamento (a) 1; (b) 2; (c) 3 e (d) 4. (retirado de Abdelwahab & Tsavdaridis [37])	35
Figura 14. Comparativo entre as diversas geometrias (retirado de Abdelwahab & Tsavdaridis [37])	36

Figura 15. Componentes impressos em metal por Abdelwahab & Tsavdaridis [37]	36
Figura 16. Componente de suspensão original (retirado de Li et al [38]) ..	37
Figura 17. Suspensão otimizada a partir do solver HyperWorks OptiStruct (retirado de Li et al. [38])	38
Figura 18. Resultados em força x deslocamento para as peças otimizada e não otimizada (adaptado de Li et al. [38])	38
Figura 19. Região de domínio da otimização topológica feita por Chen & Ye [39]. (a) Flexão em três pontos; (b) Viga engastada	39
Figura 20. Rotina de otimização descrita em Che & Ye [39].	40
Figura 21. Peças otimizadas por Chen & Ye [39]. (a) Flexão em viga engastada e (b) respectivo reforço. (c) Flexão em 3 pontos e (d) respectivo reforço.....	41
Figura 22. Definição básica do problema	43
Figura 23. Primeira forma idealizada e respectivo diagrama de corpo livre	44
Figura 24. (a) Distribuição de tensões numa ligação tronco-galho, retirada de Avgoulas et al.[40]; (b) Geometria básica.....	45
Figura 25. Geometria adotada como entrada na modelagem numérica ..	45
Figura 26. (a) Esquemático das condições de contorno e carregamento do problema; (b)Condições definidas no ABAQUS	46
Figura 27. (a) Vínculo de apoio superior e (b) inferior no ABAQUS	47
Figura 28. (a) Malha definida no ABAQUS; (b) Estudo de convergência da malha.	48
Figura 29. Fluxograma de trabalho para otimização topológica no ABAQUS (traduzido e adaptado de [34])	48
Figura 30. Regiões preservadas durante a otimização	50
Figura 31. Peças cortadas do perfil.....	52
Figura 32. (a) Carretel com roving na embalagem; (b) Detalhe do roving direto;(c) Resina epóxi	52
Figura 33. Filamentos de polímero ABS.....	53
Figura 34. Impressoras 3D modelos (a) Zmorph VX; (b) Creality Ender 3V2.....	54

Figura 35. Planos de impressão e respectivas linhas de fragilidade (a) na horizontal; (b) na vertical; (c) ao longo da espessura do componente	55
Figura 36. Geometria do corpo de prova de tração	56
Figura 37. (a) Corpos de prova adaptados da ASTM D638; (b) Setup de ensaio para ensaio adaptado ASTM D638	57
Figura 38. Corpo de prova de tração rompido	58
Figura 39. Ilustração do fluxograma do programa	60
Figura 40. Processo de impressão 3D	60
Figura 41. Limpeza dos componentes impressos. (a) Amostra cheia recém impressa; (b) Amostra cheia limpa; (c) Amostra otimizada recém impressa; (d) Amostra otimizada limpa.	61
Figura 42. (a) Corpo de prova cheio sendo pesado; (b) Amostras cheias prontas para ensaio	62
Figura 43. (a) Corpo de prova otimizado simples sendo pesado; (b) Corpos de prova já pintados	63
Figura 44. Resultados do modelo numérico em termos de tensões principais (a) menor e ; (b) maior	64
Figura 45. (a) Definição dos nós a partir do equilíbrio de forças. (b) Definição do modelo de treliça.	65
Figura 46. Artíficos para posicionamento das fibras	65
Figura 47. (a) Posicionamento do reforço no CP; (b) Aplicação da máscara	66
Figura 48. (a) Itens de laminação. (b) CP com resina em processo de cura	66
Figura 49. (a) Pesagem do CP otimizado reforçado. (b) CPs otimizados reforçados já prontos para o ensaio	67
Figura 50. Nomenclatura dos corpos de prova	67
Figura 51. (a) Setup de ensaio das amostras cheias. (b) Componentes do setup	68
Figura 52. Esquemático do setup de ensaio das amostras cheias	68
Figura 53. (a) Setup final montado. (b) Componentes do setup final	69
Figura 54. Desenho esquemático do setup final	69
Figura 55. Ensaio momento-rotação em andamento	70

Figura 56. Geometria obtida com razão volumétrica $w=50\%$. (a) Vista lateral; (b) Perspectiva de frente; (c) Perspectiva de trás.....	73
Figura 57. Geometria obtida com razão volumétrica $w=70\%$. (a) Vista lateral; (b) Perspectiva de frente; (c) Perspectiva de trás.....	74
Figura 58. Distribuição de tensões obtidas no ABAQUS. (a) Na peça original; (b) Na peça com 50% de material; (c) Na peça com 70% de material; (d) Espectro de tensões.....	75
Figura 59. Curvas momento-rotação para os corpos de prova do grupo OR.....	76
Figura 60. Curvas Momento-Rotação para os corpos de prova do grupo NR.....	77
Figura 61. Curvas Momento-Rotação para os corpos de prova do grupo RF.....	77
Figura 62. Comparativo de CPs representativos de cada grupo.....	80
Figura 63. Rigidez normalizada comparada entre autores.....	82
Figura 64. Resistência normalizada comparada entre autores.....	83
Figura 65. Imagem dos "Principal Stress Vectors" obtida por DIC para o CP-NR-06.....	83
Figura 66. Representação de cores do mapa de Strain ϵ_1 imediatamente antes da falha. (a) CP sem fibra; (b) CP com fibras.....	84
Figura 67. Comparativo de corpos de prova reforçado e não-reforçado sob o mesmo nível de carregamento. (a) CP-NR-07; (b) CP-RF-06.....	85
Figura 68. Modo de falha típico dos corpos de prova do grupo OR. (a) Vista lateral. (b) Perspectiva.....	85
Figura 69. Modo de falha típico dos corpos de prova do grupo NR.....	86
Figura 70. Modo de falha típico do grupo RF. (a) Vista lateral. (b) Vista superior.....	87

Lista de Tabelas

Tabela 1. Resumo dos resultados de Martins et al. [15]	31
Tabela 2. Resultados Chen & Ye [39]	42
Tabela 3. Parâmetros de impressão adotado na fabricação dos CPs.....	54
Tabela 4. Dimensões reais dos CPs de tração impressos	57
Tabela 5. Resultados dos ensaios de caracterização à tração do polímero usado na impressão 3D	58
Tabela 6. Descrição das amostras avaliadas neste trabalho	59
Tabela 7. Procedimento para cada grupo de amostra	62
Tabela 8. Resumo dos resultados para os CPs do grupo OR.....	78
Tabela 9. Resumo dos resultados para os CPs do grupo NR	79
Tabela 10. Resumo dos resultados para os CPs reforçados	79
Tabela 11. Resumo comparativo dos três principais grupos deste estudo	81
Tabela 12. Resumo dos componentes de ligação comparados	81

Lista de símbolos

Letras romanas minúsculas

d	Diâmetro do parafuso
d_a	Diâmetro das arruelas
d_f	Diâmetro do furo no perfil ou chapa
d_t	Distância do ponto de aplicação de carga até a parede interna da ligação
e_1	Distância furo-borda na direção longitudinal do FRP
e_2	Distância furo-borda na direção transversal do FRP
f	Força de corpo
m	Massa dos corpos de prova
p_2	Espaçamento furo-furo na direção transversal
t	Força atuante num corpo qualquer
w	Largura do perfil ou chapa usado na conexão;
w_p	Razão volumétrica de preservação de material na otimização topológica
x	Propriedade qualquer a ser normalizada pela massa

Letras romanas maiúsculas

E	Módulo de elasticidade
E_{ijkl}	Tensor de rigidez
F	Força atuante num instante qualquer
F_u	carga máxima durante o ensaio

K	Rigidez
$K\eta$	Rigidez por unidade de massa
M	Momento fletor atuante
$M_{\text{máx}}$	Momento fletor máximo
$M\eta$	Momento fletor por unidade de massa
P	Fator de penalização no método SIMP
U	Energia absorvida durante o ensaio
U_x	Deslocamento ao longo do eixo x
U_z	Deslocamento ao longo do eixo z
X	Propriedade qualquer já normalizada pela massa

Letras gregas

δ	Deslocamento vertical no ensaio Momento x Rotação
$\rho(x)$	Função densidade no método SIMP
Ω	Domínio de referência do problema de otimização
Ω_{mat}	Parcela do domínio de otimização preenchida por material.
φ	Ângulo de rotação
Δ	Erro calculado
ε_1	Deformação principal maior
ν	Coeficiente de Poisson
σ_f	Resistência de determinado material
T_u	Condições de contorno

Lista de siglas

ABS	“ <i>Acrylonitrile Butadiene Styrene</i> ”, em português, Acrilonitrila Butadieno Estireno
CCF/PA	Compósito impresso com fibras de carbono contínuas e matriz de poliamida.
CLIP	“ <i>Continuous Liquid Interface Production</i> ”
CP	Corpo de Prova.
C.V.	Coefficiente de variação
DIC	Correlação digital de imagem do inglês “ <i>Digital Image Correlation</i> ”
DLS	Juntas de cisalhamento duplo do inglês, “ <i>double lap shear</i> ”
FDM	“ <i>Fused Deposition Modelling</i> ”
FFF	“ <i>Fused Filament Fabrication</i> ”
FRP	“ <i>Fibre Reinforced Polymer</i> ”, em português, polímero reforçado com fibras.
GFRP	“ <i>Glass Fibre Reinforced Polymer</i> ”, em português PRFV polímero reforçado com fibra de vidro
MA	Manufatura aditiva
MEF	Método dos Elementos Finitos
PA	Poliamida, usualmente denominada Nylon
SCF/PA	Compósito impresso com poliamida e fibras discretas de carbono
SIMP	“ <i>Solid Isotropic Material with Penalization</i> ”
SLA	“ <i>Stereolithography Apparatus</i> ”
SLM	“ <i>Selective Laser Melting</i> ”
SLS	“ <i>Selective Laser Sintering</i> ”

tex Densidade linear de fibras contínuas (g/km)

VARTM “*Vacuum Assisted Resin Transfer Moulding*”

1. Introdução

1.1. Visão Geral

A impressão 3D tem ganhado grande visibilidade na sociedade nos últimos anos, seja pela sua capacidade de fabricação de modelos de alta complexidade em pouco tempo ou pela sua baixa produção de resíduos. Comumente, suas aplicações estavam muito associadas à objetos de função puramente estética ou artística [1]. No entanto, isso tem mudado com sua propagação para outros campos como engenharia, saúde e esportes.

Em resumo, todas as técnicas se baseiam na fabricação de um objeto a partir de um modelo 3D “fatiado” em camadas horizontais paralelas. O método de impressão 3D mais popular é o FDM/FFF (“*Fused Deposition Modelling*”, Figura 1a), que possibilita a impressão apenas em polímeros termoplásticos. Por outro lado, existem diversos outros processos, estando alguns deles apresentados nas Figuras 1b, 2a e 2b. Vale destacar, inclusive, que há métodos que permitem a fabricação em metal, como é o caso da SLS [2], [3]. Apesar disso, uma consequência inerente à manufatura aditiva (MA) é a anisotropia apresentada pelos componentes, o que está muito associado ao gradiente térmico imposto no momento da fabricação e à natureza de sobreposição de camadas [4].

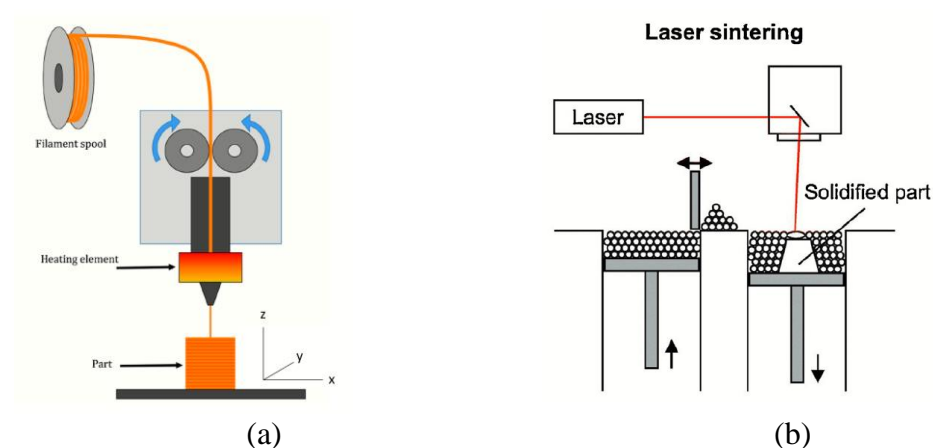


Figura 1. Esquemático de métodos de impressão 3D (a) FDM/FFF [3]; (b) SLS [2]

Ainda nesse contexto, vale pontuar que, mesmo que todas as técnicas de MA impliquem numa anisotropia, a fabricação de uma mesma geometria, com mesmo material, porém adotando técnicas distintas (por exemplo SLS e FDM) resultará em respostas mecânicas muito diferentes. Isso se deve, em parte, à grande sensibilidade dos métodos em relação aos parâmetros de impressão [5][6], mas também, à diferença entre os próprios fenômenos físicos envolvidos na obtenção dos objetos em cada uma das técnicas.

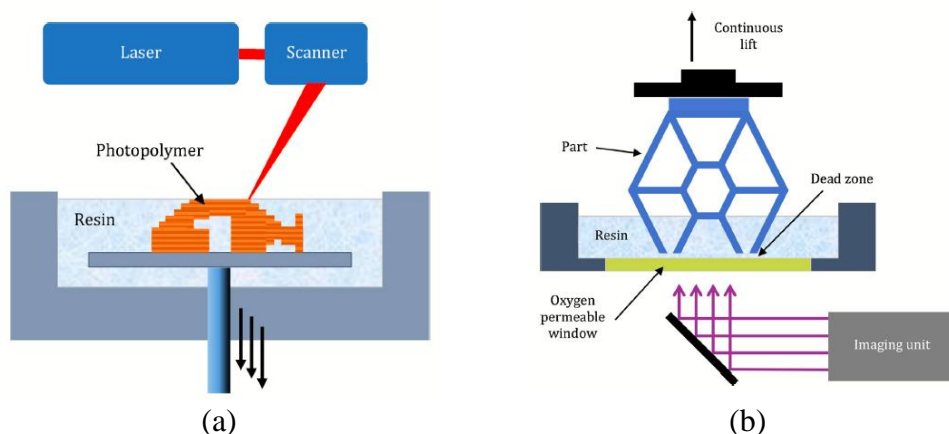


Figura 2. Esquemático de métodos de impressão 3D. (a) SLA [3]; (b) CLIP-DLP [3]

Apenas para exemplificar a grande expansão da impressão 3D na indústria, vale destacar alguns exemplos de aplicação (Figuras 3a, 3b, 4a e 4b) como: fabricação de implantes odontológicos, tênis de corrida, componentes mecânicos de automóveis, câmaras de combustão e “*nozzle*” de foguetes, construções civis, etc [7]–[10].

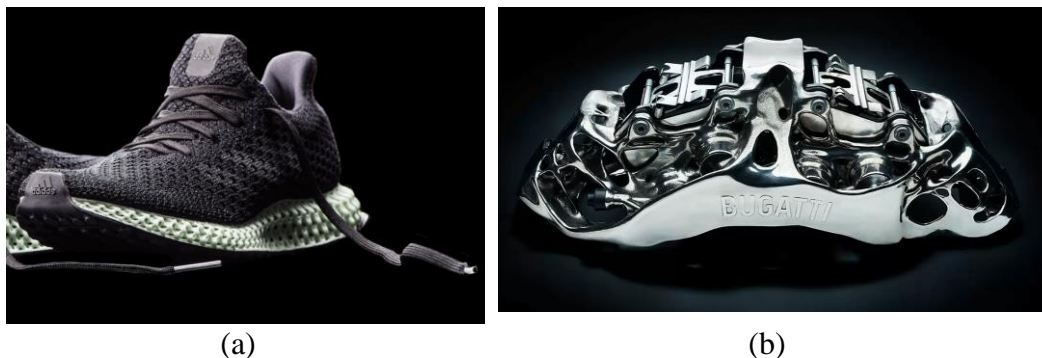


Figura 3. (a) Adidas [3]; (b) Pinça de freio Bugatti Chiron [4];



(a)



(b)

Figura 4. (a) Prefeitura de Dubai [9]; (b) "Nozzle" de foguete impresso [10].

Isso demonstra o grande potencial embutido na impressão 3D, unindo versatilidade de materiais e formas com rápida prototipagem e, eventualmente, fabricação de componentes mecânicos de uso final.

1.2. Motivação

O uso de materiais compósitos em estruturas principais cresceu significativamente nas últimas décadas, em parte por conta da maior difusão dos chamados perfis pultrudados. Contudo, estes perfis tipicamente são comercializados em seções transversais análogas aos perfis de aço (I, U, tubular e outros) [11]–[14]. Assim, grande parte dos projetistas e pesquisadores investiram em ligações com arranjo similar àqueles usados na prática com aço (parafusadas), ignorando as particularidades dos compósitos. Isso, por sua vez, implica na furação destes perfis pultrudados, levando a descontinuidade localizada das fibras e a concentrações de tensões que, conseqüentemente, conduzem à falha precoce destas ligações.

Em vista do baixo desempenho destas ligações, alguns pesquisadores perceberam que imitar os detalhamentos da prática com aço não produziria respostas satisfatórias no caso dos pultrudados e, portanto, se empenharam no desenvolvimento de ligações não convencionais, seja por capacetes metálicos ou em FRP (*Fibre Reinforced Polymer*”, em português, polímero reforçado com fibras) [12]–[15].

Entretanto, é fundamental destacar que a maior parte destas ligações não convencionais propostas ainda era dependente do uso de parafusos e, conseqüentemente, não resolveria a questão dos furos nos perfis. Ligações coladas, por outro lado, são muito pouco utilizadas porque exigem mais cuidados na execução, demoram mais a ficar prontas, são caras, entre outros fatores.

Logo, fica evidente que há uma lacuna a ser explorada no âmbito das ligações entre perfis de compósitos, voltada para o uso de conexões que não exijam furação do material e tenham praticidade de execução. Neste contexto, a manufatura aditiva, comumente designada impressão 3D, pode ser uma excelente ferramenta, uma vez que permite a rápida prototipagem e, portanto, testagem de componentes com alta liberdade de formas.

1.3. Objetivo

O objetivo central deste trabalho é apresentar uma proposta de ligação semirrígida não parafusada leve entre perfis pultrudados, fabricada primariamente por manufatura aditiva e reforçada com fibra de vidro. Para isso, será feita, inicialmente, uma revisão do estado da arte no quesito de ligações entre perfis pultrudados, identificando lacunas e destacando o empenho de pesquisadores no desenvolvimento de conectores não convencionais entre esses perfis.

De forma a avaliar a eficácia do sistema proposto, uma série de ensaios foi realizada, visando obter o comportamento momento-rotação do componente e seus parâmetros relevantes como rigidez, resistência e absorção de energia. Parâmetros normalizados por unidade de massa também foram tomados como indicadores de aumento ou diminuição de eficiência. Para verificar o efeito isolado da aplicação de reforço com fibras de vidro, os ensaios tiveram de ser conduzidos em dois grupos distintos, sendo um deles composto de amostras reforçadas com fibras e o outro apenas exemplares impressos 3D.

Todos os ensaios foram conduzidos ao longo do ano de 2021 no Laboratório de Estruturas e Materiais do Departamento de Engenharia Civil e Ambiental (LEM-DEC), localizado na PUC-Rio. No mais, todos os conectores foram ensaiados em pequena escala.

1.4. Organização do trabalho

No capítulo 2 é apresentada uma revisão da literatura no que diz respeito às ligações entre perfis pultrudados. Além disso, também são expostos trabalhos relacionados ao uso de otimização topológica em componentes voltados à impressão 3D.

O capítulo 3 apresenta o procedimento adotado na definição da geometria básica da ligação proposta. Posteriormente, é descrita a modelagem numérica necessária à realização da otimização topológica do componente no software ABAQUS [16].

O capítulo 4 consiste da exposição detalhada do programa experimental desta pesquisa, abordando os materiais e métodos adotados na fabricação e testagem dos corpos de prova.

No capítulo 5 são apresentados os resultados encontrados no processo de otimização topológica, contemplando duas razões de redução de volume. No mais, os resultados pertinentes aos ensaios momento-rotação também são discutidos, comparando-se grupos de ligações reforçadas e não-reforçadas.

Por fim, no capítulo 6 são apresentadas as conclusões do trabalho, destacando os principais aspectos observados na literatura, na modelagem e nos ensaios. Também são sugeridos tópicos relacionados para futuras pesquisas.

2. Revisão da literatura

2.1. Visão Geral

Este capítulo foi dividido em duas partes, em que na primeira será apresentada uma revisão da literatura no contexto das ligações entre perfis pultrudados, mais especificamente, aquelas com comportamento semirrígido. Desta forma, a discussão se inicia com uma breve exposição de mecanismos envolvidos no comportamento dessas ligações. Posteriormente, são apresentadas as ligações semirrígidas tipicamente encontradas em juntas viga-pilar e pilar-base, abordando ainda algumas propostas de ligações não convencionais da literatura. Na segunda parte do capítulo, por sua vez, são expostos trabalhos relacionados a otimização topológica e sua aplicabilidade relacionada à impressão 3D.

2.2. Ligações semirrígidas entre pultrudados

Antes de abordar as ligações semirrígidas entre perfis pultrudados, vale esclarecer, brevemente, o que são esses perfis pultrudados. Em resumo, esses elementos podem ser definidos como perfis de seção constante compostos de matriz polimérica reforçados com fibras, obtidos por meio do processo de pultrusão. O procedimento de fabricação consiste do embebimento prévio das fibras na resina desejada, sendo posteriormente, puxadas através de uma forma aquecida responsável por realizar a cura da matriz. Ao fim, os perfis são cortados no tamanho desejado. Como consequência desse processo, os perfis obtidos tem propriedades ortotrópicas, sendo a direção de pultrusão aquela com maior resistência e módulo de elasticidade [17].

As ligações viga-pilar e pilar-base entre perfis pultrudados são comumente executadas por meio de parafusos, desta forma, certas particularidades inerentes ao aparafusamento podem influenciar no seu comportamento. Dentre esses aspectos,

temos questões geométricas relacionadas aos afastamentos furo-furo e furo-borda, que têm influência sobre o modo de falha e, conseqüentemente, sobre rigidez e resistência das ligações [18]–[23]. A presença de rosca no contato entre parafuso e perfil também já foi abordada por alguns autores [24], [25] e notou-se um efeito deletério sobre a resistência das ligações, sobretudo, quando a falha se manifesta pelo esmagamento do perfil. Além disso, há ainda um efeito relacionado à aplicação de torque nos parafusos e/ou confinamento no perfil [24], [26]–[28] que pode promover ganhos de resistência nas ligações, no entanto, por se tratar de um material viscoelástico, esses ganhos podem ser perdidos ao longo do tempo. Uma discussão mais detalhada em cada um dos aspectos supracitados pode ser encontrada no Anexo A deste documento.

No âmbito das ligações semirrígidas propriamente dito, houve um empenho inicial em utilizar perfis pultrudados cortados como componentes de ligação. Nestes casos, cantoneiras eram comumente adotadas para conectar perfis de seção I [11], [14], [29], análogas às ligações em aço. O comportamento $M-\phi$ tipicamente observado para estas ligações era caracterizado por trechos lineares decrescentes, que decorriam da progressão de danos nos componentes pultrudados e nos próprios perfis conectados [29]. Dentre esses danos, ocorrem, além dos mecanismos típicos, o rasgamento mesa-alma nos perfis, a delaminação das cantoneiras de conexão, esmagamento das mesas, etc (Anexo A). Nesse contexto, uma revisão do estado da arte conduzida por Mottram & Zheng [11] traz algumas ponderações interessantes. Os autores pontuam, por exemplo, essa prática comum e ingênua de pesquisas e fabricantes em copiar detalhamentos usuais em estruturas de aço. Isto porque, tais soluções não são muito promissoras devido à grande diferença de comportamento entre pultrudados e aço, cujas respostas a solicitações já são bem conhecidas e os procedimentos de cálculo e detalhamento consolidados. Outro ponto levantado pelos autores diz respeito à ineficiência do uso de componentes pultrudados na ligação, visto que comumente apresentam uma falha precoce sob momento solicitante bastante baixo. Uma destas falhas, já mencionada anteriormente, é o princípio de delaminação na dobra das cantoneiras, que são tipicamente usadas como componentes da ligação. Na visão dos autores, uma alternativa que contorna este problema é a utilização de componentes em aço ou em FRP fabricado por outro método que não seja pultrusão.

Em vista disso, e considerando o consenso entre diversos autores [11]–[14], [30] de que esta imitação da prática em aço não é a forma mais apropriada de se utilizar o material pultrudado, vale mencionar que foi proposto por Smith, já em 1997-1998 [14], a chamada “cuff connection” (ligação com “capacetes”) como alternativa. Neste aspecto, destacam-se os esforços de alguns autores para estudar esse novo conceito de ligação, dentre os quais estão Singamsethi et al. [13], Azevedo [12] e Martins et al. [30].

No trabalho de Azevedo [12], foi proposta uma ligação viga-coluna feita com capacete metálico, tendo sido avaliado seu comportamento em ensaios monotônicos e cíclicos. A ideia de adotar aço no capacete provém da intenção de aprimorar resistência, rigidez, ductilidade e capacidade de absorção de energia em relação aos seus homólogos em GFRP. O conector propriamente dito é construído a partir de chapas dobradas e soldadas, fixando-se aos perfis pultrudados por meio de parafusos e, assim, viabilizando a transmissão de cargas tanto pelo contato quanto pelos parafusos (Figura 5). O escopo do trabalho contemplou o estudo de dois tipos de ligação, a saber, tipo W e tipo F, cujos aparafusamentos se davam nas almas e nas mesas da viga, respectivamente.

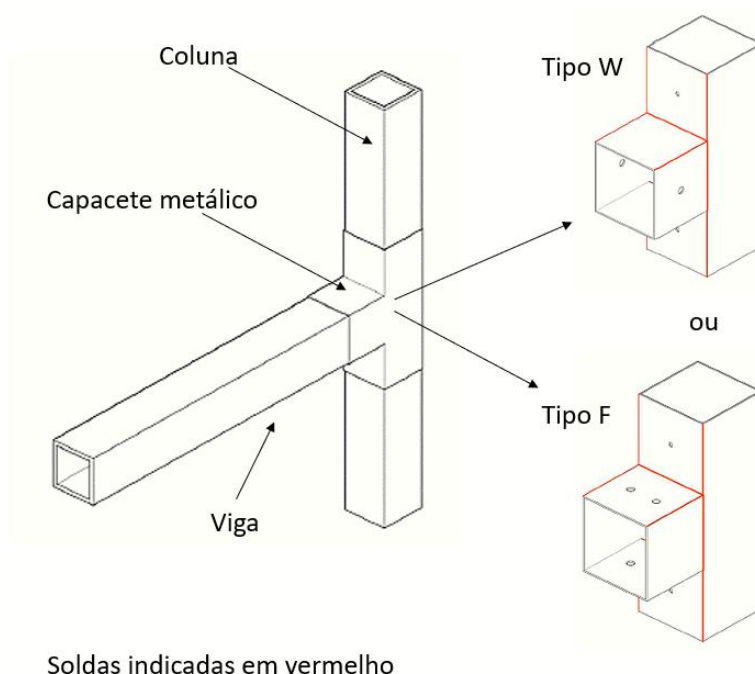


Figura 5. Representação esquemática das ligações propostas por Azevedo (adaptado de Azevedo 2016)

Após a execução dos ensaios monotônicos, foi observado que a resistência última e o coeficiente de ductilidade foram equiparáveis entre as duas tipologias estudadas. Essas tendências podem ser entendidas por análise dos modos de falha observados em cada caso; nas ligações W, a ruptura ocorreu majoritariamente no GFRP, manifestada pela combinação de esmagamento nos furos, arrancamento e fendilhamento, no entanto, havia também um princípio de falha na solda (Figura 6a). Nas ligações F, por sua vez, a ruptura foi bastante influenciada pela solda, tendo sido observadas também falhas na coluna, na viga e arrancamento nos parafusos (Figura 6b).

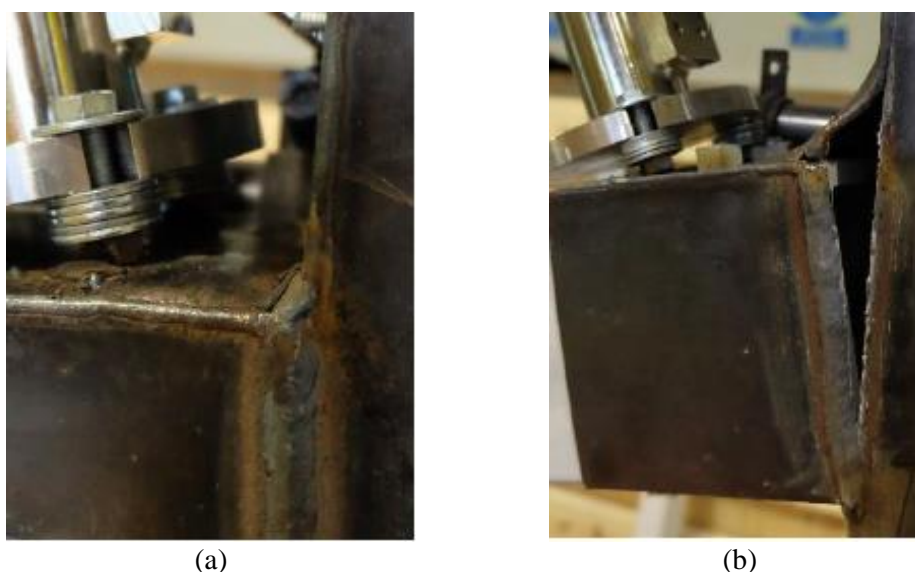


Figura 6. Modos de falha observados por Azevedo [12]. (a)Tipo w; (b) Tipo F

Em vista disso, é provável que esta similaridade entre as resistências últimas seja decorrente de uma proximidade entre as cargas de ruptura do perfil e da solda, no caso da tipologia W. Já no caso das ligações F, uma carga de ruptura superior dos perfis faz com que esta resistência seja controlada pela solda. Por outro lado, seus valores de rigidez à rotação e carga de plastificação foram significativamente maiores do que na tipologia W, com respectivos ganhos de 40% e 60%. A maior rigidez à rotação do layout F pode ser justificada pelo maior número de parafusos e seu respectivo posicionamento mais distante do eixo de rotação, aumentando sua contribuição no momento resistente. A carga de plastificação pode, também, estar associada ao posicionamento dos parafusos, visto que, no caso W, a ausência de parafusos na mesa superior conduz a uma maior solicitação da parte inferior do capacete em contato com a viga, causando uma plastificação precoce.

No tocante aos ensaios cíclicos, a principal resposta obtida foi a maior capacidade de absorção de energia das ligações F, que até o décimo ciclo de deslocamentos haviam absorvido aproximadamente o dobro de energia das ligações W.

A pesquisa que precedeu e inspirou o trabalho de Azevedo [12], realizada em 2005 por Singamsethi et al. [13], foi a primeira que buscou estudar o comportamento de uma ligação do tipo “cuff connection” para GFRP, proposta por Smith ao final da década de 90. No referido trabalho, Singamsethi fabricou peças monolíticas em GFRP por meio da técnica VARTM (“*Vacuum Assisted Resin Transfer Molding*”), adotando um padrão de reforço multidirecional com fibras à 0° , 90° e 45° , conforme Figuras 7a a 7c. A geometria da ligação foi concebida de modo a conectar perfis tubulares retangulares (Box) ao longo de suas maiores inércias, utilizando apenas adesivo epóxi para manter os membros em posição (Figura 7d).

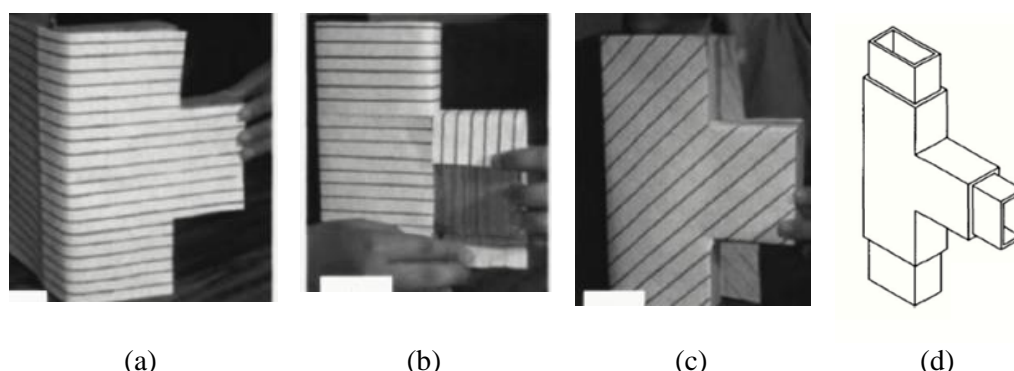


Figura 7. Reforços com fibras (a) 0° ; (b) 90° ; (c) 45° ; (d) Geometria concebida (retirado de Singamsethi et al 2005 [13])

As ligações foram submetidas à ciclos de tração-compressão, de forma a viabilizar a captura do seu comportamento quando os perfis conectados se “abrem” ou se “fecham”. Uma vez concluídos os ensaios, foram obtidas curvas carga-deslocamento e momento-rotação (Figuras 8a e 8b), que permitiram calcular a rigidez do quadro estrutural, a rigidez rotacional do componente de ligação e a resistência propriamente dita.

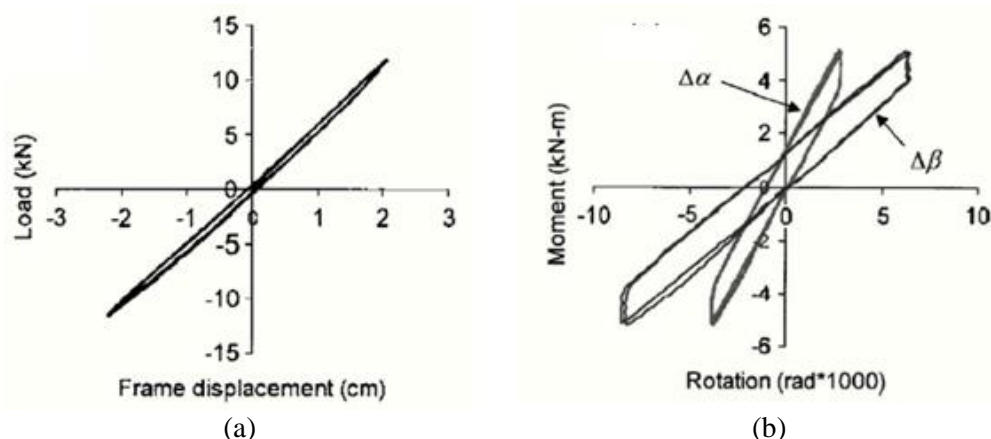


Figura 8. Curvas (a) Carga-Deslocamento ; (b) Momento-Rotação (Retirado de Singamsethi et al. [13]).

Posteriormente, os valores foram comparados àqueles previamente obtidos por Smith, cujo setup de ensaio usado era exatamente o mesmo, a divergir apenas na ligação, que era composta de cantoneiras pultrudadas cortadas e parafusadas, vide Figura 9. Feito isso, Singamsethi et al. [13] observaram ganhos de rigidez do quadro estrutural e de resistência correspondentes à 10% e 50%, respectivamente, no entanto, a rigidez rotacional foi similar à de Smith. Estes incrementos de rigidez e resistência observados por Singamsethi et al. podem estar associados ao reforço multidirecional aplicado ao invés de cantoneiras pultrudadas cortadas, cujas direções de reforço não convergem com a solicitação.

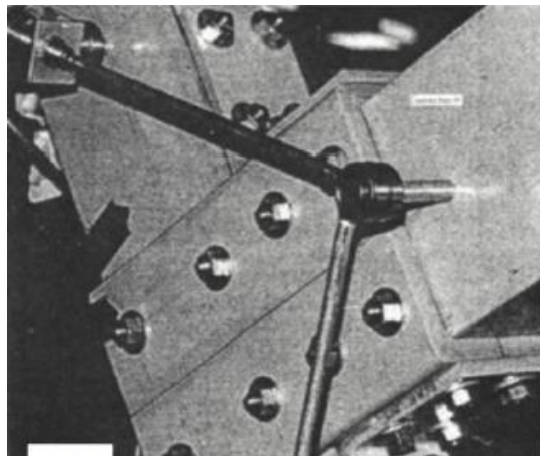


Figura 9. Conector ensaiado por Smith et al.[14]

Além disso, o uso de adesivo no lugar de parafusos certamente diminuiu eventuais danos iniciais e zonas de singularidades. Vale ressaltar que foram observados dois modos de falha, a saber, falha coesiva por descolamento do adesivo quando a superfície de contato era lisa e por esmagamento da viga quando essa superfície era rugosa.

Desta forma, pode-se dizer que a resistência da ligação foi subestimada, haja vista que em ambos os casos haviam apenas pequenas fissuras superficiais na “cuff connection” no momento da ruptura.

Outra abordagem no âmbito de conectores viga-coluna não convencionais provém de Martins et al. [15], que avaliaram experimentalmente o comportamento de ligações metálicas entre perfis pultrudados tubulares quadrados. No caso, os conectores eram caracterizados por enxertos metálicos posicionados internamente ao perfil e com furos para fixação por parafusos. O escopo da pesquisa englobou o estudo de quatro tipologias de conectores de viga, nomeadamente, W1 (1 parafuso na alma), F2 (dois parafusos nas mesas), F4 (quatro parafusos nas mesas) e F2S (2 parafusos e espaçamento furo-borda maior que F2), conforme Figura 10.

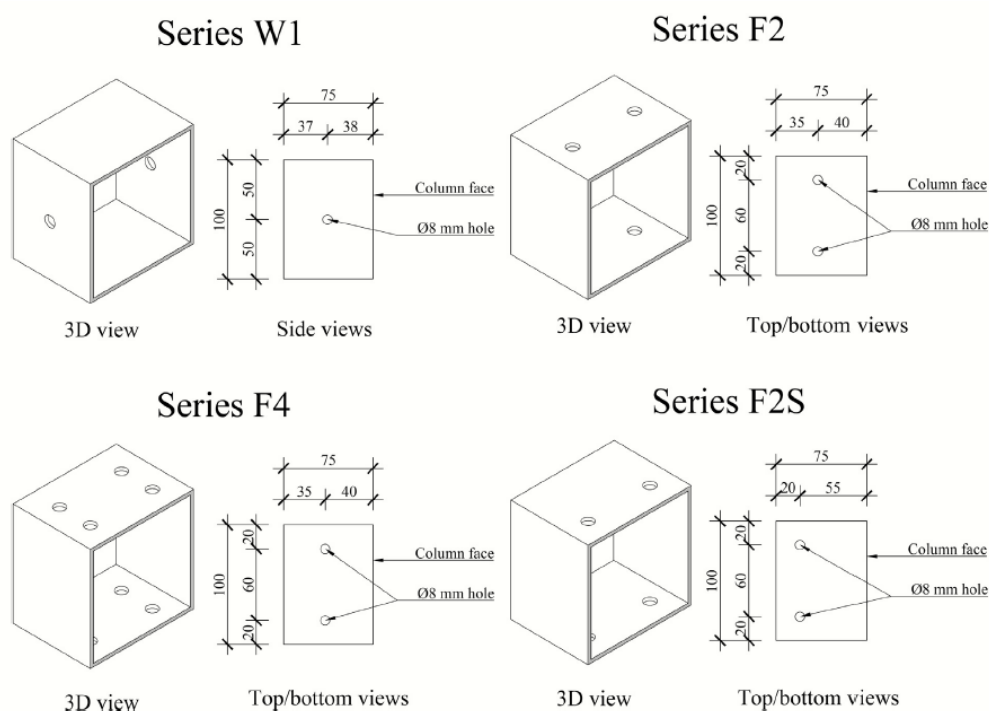


Figura 10. Tipos de conectores estudados por Martins et al. [15]

Após a conclusão dos ensaios, cujo resumo é apresentado na Tabela 1, foi observado que todos os corpos de prova tiveram a falha iniciada por esmagamento na mesa inferior da viga. O grupo W1, como esperado, foi o que apresentou o pior comportamento tanto em termos de resistência quanto rigidez, tendo uma falha caracterizada por esmagamento da mesa inferior, acompanhado de separação da junção mesa-alma superior e arrancamento dos parafusos.

No caso do grupo F2, a falha ocorreu por cisalhamento na junção mesa-alma inferior e foi seguida de arrancamento dos parafusos. O grupo F4, por outro lado, teve ruptura caracterizada pelo arrancamento dos parafusos mais externos e, posteriormente, os mais internos, ambos na parte superior da viga. Desta forma, o aumento do número de fileiras teve efeito limitado na resistência da ligação, porém aumentou apreciavelmente a rigidez. O grupo F2S só teve um corpo de prova rompido e, particularmente, foi decorrente de uma falha na solda. No entanto, foi possível observar danos significativos por esmagamento em todos os furos superiores e na mesa inferior, além de uma flexão na parte frontal da coluna, o que pode justificar as maiores resistências apresentadas.

Tabela 1. Resumo dos resultados de Martins et al. [15]

Tipo	K (kNm/rad)	F _u (kN)	Modo de falha
W1	53,4	4,1	Arrancamento
F2	89,7	6,3	Arrancamento
F4	115,7	6,8	Arrancamento
F2S	70,7	8,7	Esmagamento

Um outro estudo, também conduzido por Martins et al. [30] buscou avaliar o comportamento cíclico e monotônico de ligações metálicas do tipo “Cuff-connection” entre perfis pultrudados de seção I. Porém, os resultados não foram otimistas e a ligação “Cuff” apresentou desempenho inferior à uma conexão convencional parafusada com cantoneiras de aço inox. Isso foi atribuído aos mecanismos de instabilidade local envolvidos na “cuff” proposta, acoplados ao fato de estarem sendo conectados perfis de seção aberta, que também são mais susceptíveis a instabilidades locais.

2.3. Componentes otimizados e a manufatura aditiva

Uma das grandes virtudes da manufatura aditiva é a possibilidade de fabricação relativamente rápida de componentes cujas geometrias são complexas. Neste aspecto, tem se tornado uma prática comum a obtenção de formas por meio de técnicas como otimização topológica e design generativo.

Isto porque, em ambas as técnicas, o objetivo é alcançar uma estrutura funcional mais leve e, desta forma, quando aplicados à manufatura aditiva, os custos de tempo e material são bastante reduzidos. Explicando brevemente as diferenças entre as duas técnicas, pode-se dizer que os algoritmos percorrem vias opostas, uma vez que a otimização topológica trata da remoção progressiva de material até que o objetivo seja alcançado, ao passo que o design generativo se vale da alocação sistemática de material. No mais, é importante destacar que a otimização topológica parte de uma geometria inicial e, por ser voltada a aspectos estruturais, apresenta a solução única que satisfaz as condições do problema [31], [32]. Já o design generativo parte de um domínio espacial e entrega as diversas geometrias que atendem às condições gerais de projeto, englobando custo, tempo de fabricação, massa total, capacidade de carga, entre outros. Uma vez que o design generativo não é englobado pelo escopo deste trabalho, será dada atenção especificamente à otimização topológica, que é um tipo de otimização estrutural [33].

De forma sucinta, pode-se dizer que a otimização topológica tem por objetivo encontrar a configuração/layout ótima de uma estrutura, dentro de uma região definida, sujeita a carregamentos e condições de contorno. Para isso, o problema contempla a determinação de recursos como forma, quantidade e localização de furos, bem como a conectividade do domínio de otimização. As únicas informações conhecidas *a priori* são os carregamentos atuantes, condições de apoio e possíveis restrições do problema, como zonas vazadas ou sólidas prescritas [33]–[35]. A Figura 11a ilustra o problema de otimização de forma genérica e esquemática, onde Ω é o domínio de referência em \mathbb{R}^2 ou \mathbb{R}^3 , que contém um corpo cujo domínio é Ω^{mat} ; \mathbf{f} e \mathbf{t} são forças de corpo e externas, respectivamente; T_u representa as condições de contorno. Na Figura 11b está apresentado um exemplo genérico de um problema com domínio retangular, cuja forma otimizada com 50% de volume é exposta na Figura 11c.

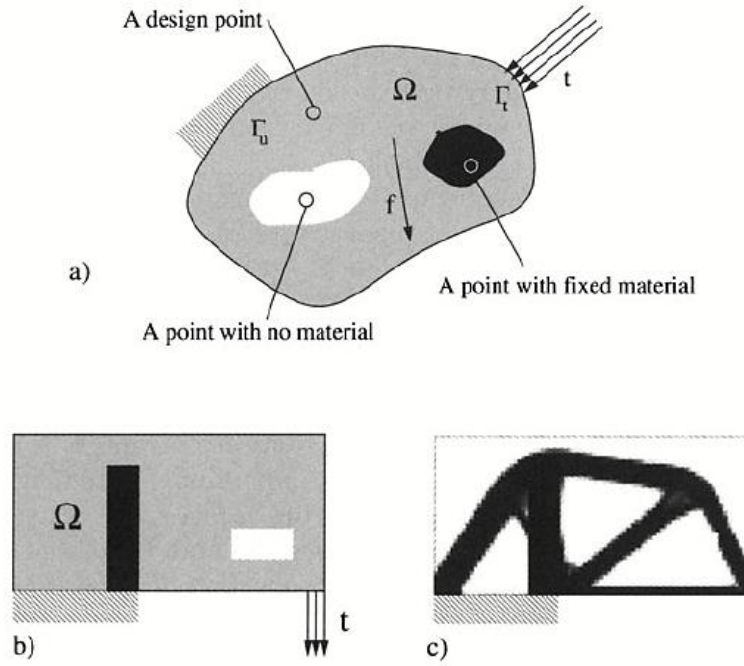


Figura 11. (a) Problema de otimização topológica generalizado; (b) Exemplo de domínio retangular; (c) Estrutura otimizada com 50% de material, discretizada em 3200 elementos [33]

O problema de otimização topológica pode ser definido como o problema de busca pelo tensor de rigidez mais adequado $E_{ijkl}(\mathbf{x})$, que varia ao longo do domínio Ω . Isto se dá pela alocação ótima de determinado material isotrópico no espaço, determinando-se quais pontos devem ser preenchidos por material e quais devem ser vazios. Uma forma bastante usual de modelar estes problemas de otimização se baseia no método SIMP (*Solid Isotropic Material with Penalisation*), descrito a seguir [33], [36]:

$$E_{ijkl}(x) = \rho(x)^P E_{ijkl}^0 \quad \forall P > 1 \quad (1)$$

Onde: $\rho(x)$ é a função densidade; E_{ijkl}^0 representa as propriedades de um material isotrópico qualquer; P é o fator de penalização.

$$\int_{\Omega} \rho(x) d\Omega \leq V \quad \forall \rho \in 0 \leq \rho(x) \leq 1 \quad x \in \Omega \quad (2)$$

$$E_{ijkl}(\rho = 0) = 0 \quad e \quad E_{ijkl}(\rho = 1) = E_{ijkl}^0$$

Importante destacar que, no método SIMP, P deve ser tomado maior do que 1, de forma a tornar desfavorável à otimização valores entre 0 e 1 para a função densidade, visto que a rigidez se torna muito pequena para a quantidade de material requisitada. A Equação 2 tem a finalidade de assegurar que a rigidez seja maximizada sem que haja o aumento indefinido do componente, ou seja, que a geometria final esteja contida no volume inicial.

De posse das definições e conceitos abordados nos parágrafos anteriores, é possível entender o que é uma otimização topológica e alguns dos seus benefícios, impulsionados pelo avanço da manufatura aditiva. Assim sendo, é coerente iniciar uma exposição da literatura no que tange otimização topológica aplicada a componentes impressos em 3D. No trabalho realizado por Abdelwahab & Tsavdaridis [37], o software ABAQUS/CAE foi utilizado para otimização de uma ligação rotulada de treliça (Figura 12a), considerando quatro situações de carregamento distintas, conforme Figuras 12b, 12c, 12d e 12e. Uma quinta situação, caracterizada pela atuação simultânea das quatro anteriores, também foi contemplada pelo estudo (“*Connection B*”).

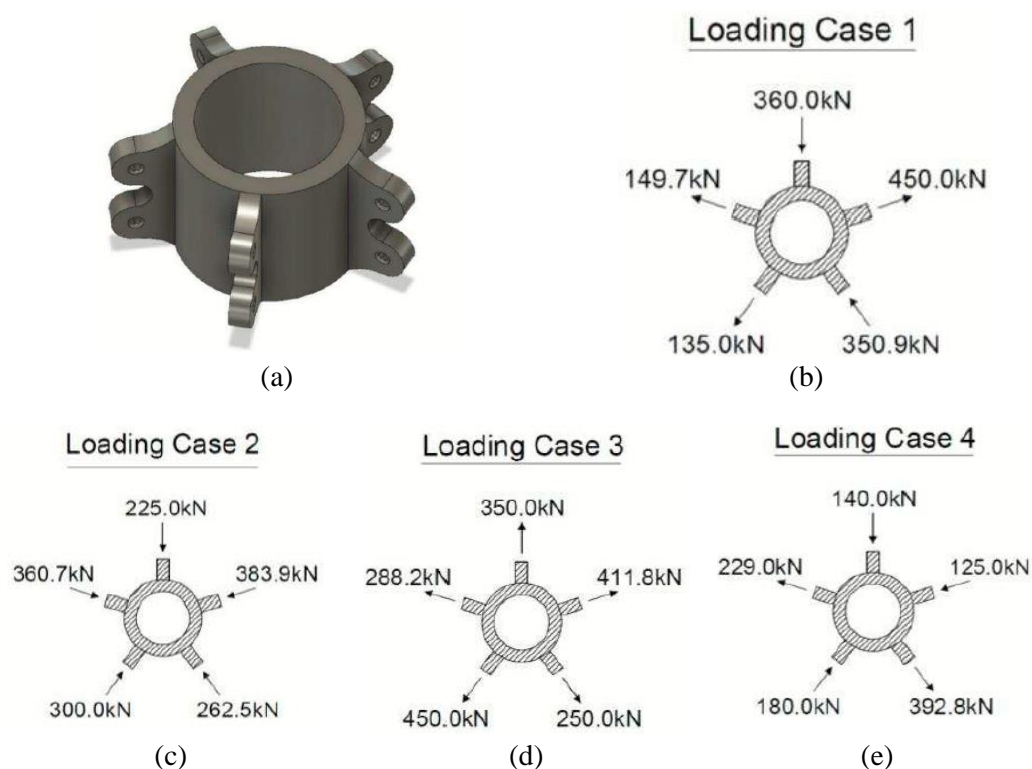


Figura 12. Geometria e carregamentos adotados por Abdelwahab & Tsavdaridis (ref). (a) Ligação original; (b) Carregamento 1; (c) Carregamento 2; (d) Carregamento 3; (e) Carregamento 4. (retirado de Abdelwahab & Tsavdaridis [37])

Para viabilizar a otimização topológica no ABAQUS, um modelo em elementos finitos e seu respectivo domínio de otimização tiveram de ser elaborados. De forma a dar mais liberdade ao algoritmo, uma ligação “preenchida” (não vazada) foi utilizada como entrada no programa. O material considerado na análise foi um aço do tipo S355, cujas propriedades básicas são 210GPa de módulo de elasticidade; 0,3 de coeficiente de Poisson; resistência de 355MPa. A malha implementada era composta por 148438 elementos quadráticos tetraédricos (C3D10), dispostos de forma livre ao longo da peça (“free meshing technique”). O número de nós obtido foi de 212127. No que diz respeito ao processo de otimização topológica propriamente dito, foi adotado um algoritmo “stiffness-based”, cuja função objetivo era minimizar a energia de deformação. Como restrição do problema, foi estabelecida uma fração do volume inicial equivalente a 53,1% da geometria de referência (não preenchida/vazada). Ao final do processo, foi obtida uma geometria para cada caso de carregamento analisado, dispostas nas Figuras 13a a 13d a seguir.

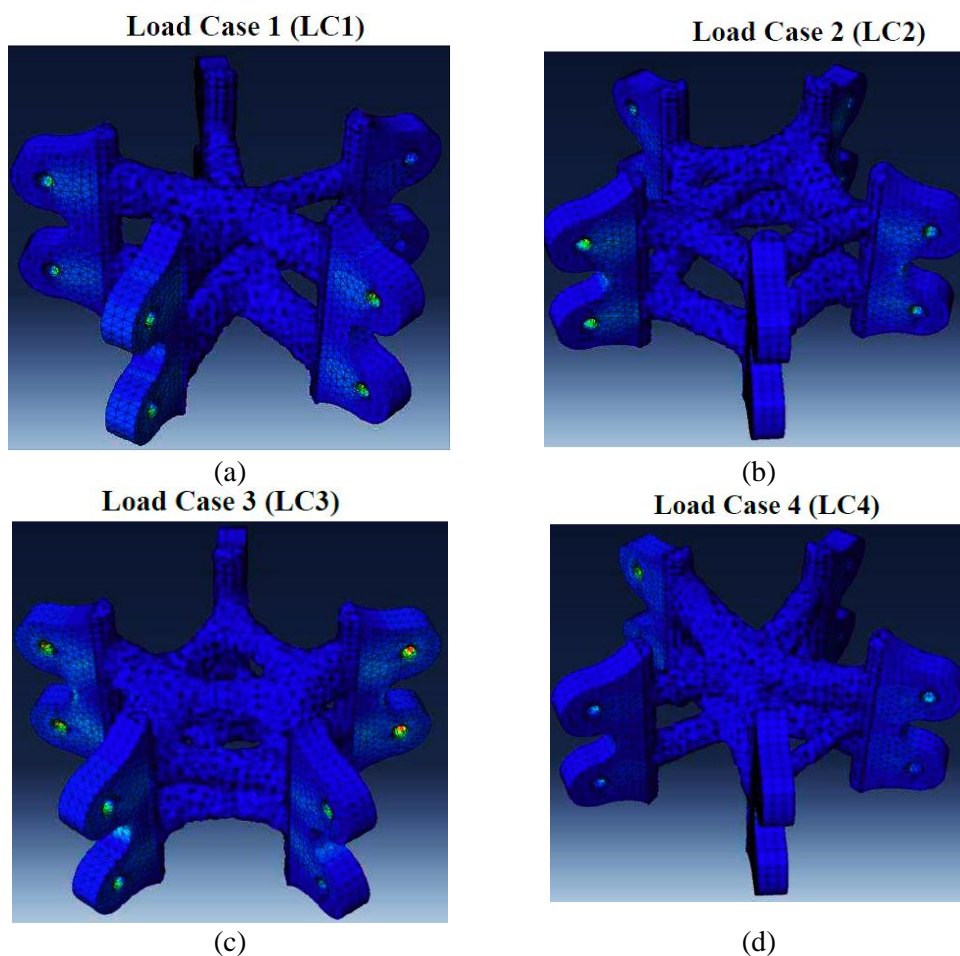


Figura 13. Ligações otimizadas para os casos de carregamento (a) 1; (b) 2; (c) 3 e (d) 4. (retirado de Abdelwahab & Tsavdaridis [37])

Uma vez concluídas as análises das ligações otimizadas, bem como da geometria de referência, os autores realizaram um comparativo do nível de deformações e de tensões entre as diferentes geometrias. No entanto, já que o algoritmo de otimização usado era baseado em rigidez, a comparação mais coerente entre as diversas geometrias deve ser feita em termos de níveis de deformação. Na Figura 14 é apresentado este comparativo e percebe-se que, mesmo com praticamente metade do volume inicial, as ligações otimizadas foram mais rígidas/menos deformáveis do que a original em três dos quatro carregamentos estudados.

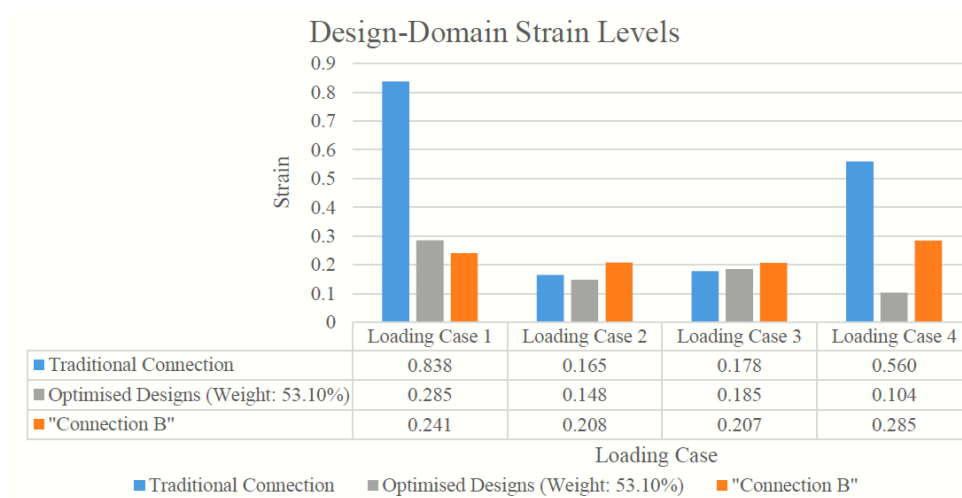


Figura 14. Comparativo entre as diversas geometrias (retirado de Abdelwahab & Tsavdaridis [37])

Por fim, as ligações otimizadas foram impressas em metal via DMLS e PA (poliamida) via “Jet fusion”, sendo apresentadas apenas como uma prova de conceito (vide Figura 15), ou seja, sem o intuito de viabilizar investigação do comportamento mecânico.



Figura 15. Componentes impressos em metal por Abdelwahab & Tsavdaridis [37]

Outro trabalho, desenvolvido por Li et al. [38], abordou a otimização topológica de componentes impressos de uma forma diferente de Abdelwahab & Tsavdaridis. No caso, além de otimizar seu componente (Figura 16), Li et al. incorporaram o uso de fibras contínuas ao polímero durante o processo de impressão 3D como reforço permanente no componente e realizaram ensaios mecânicos.

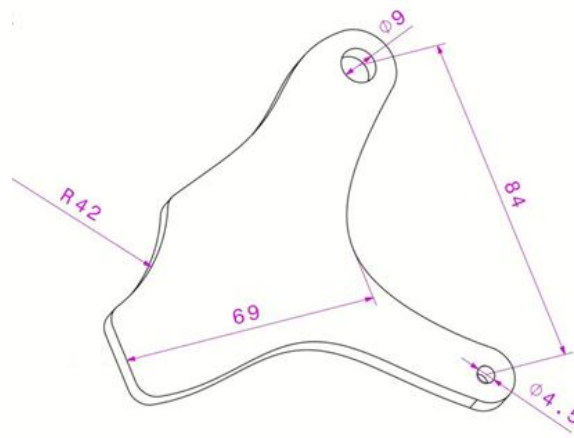


Figura 16. Componente de suspensão original (retirado de Li et al [38])

Para realização da otimização topológica, o solver HyperWorks OptiStruct foi utilizado para implementar o método SIMP (“*Solid Isotropic Material with Penalization*”). No modelo em elementos finitos do componente de suspensão, foi considerado um módulo de elasticidade de 502MPa, coeficiente de Poisson de 0,39 e resistência de 53,4MPa, correspondentes à poliamida 910 utilizada no processo de impressão 3D (FDM). A função objetivo adotada consistia em minimizar a flexibilidade (“*compliance*”) do componente, porém a razão entre volumes inicial e final não foi informada no artigo. No entanto, as massas dos componentes impressos foram fornecidas e verificou-se uma razão de 0,2 entre as peças otimizada e original (7,6g e 38g). Ao final deste processo de otimização foi obtida a geometria apresentada no centro da Figura 17, cuja forma se fundamenta em caminhos claros de tração e compressão. Assim, o posicionamento do reforço em fibra de carbono é feito com maior facilidade e, também, garante-se as fibras paralelas à direção tracionada.

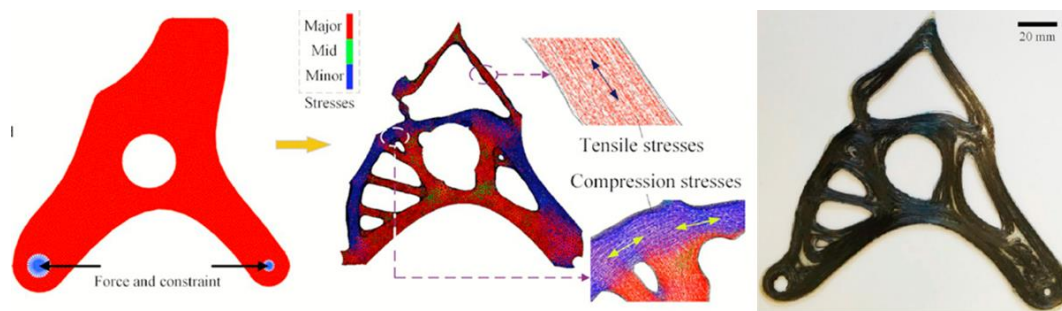


Figura 17. Suspensão otimizada a partir do solver HyperWorks OptiStruct (retirado de Li et al. [38])

Para fins de comparação, ensaios mecânicos foram conduzidos em ambos os exemplares, otimizado e não otimizado. Todavia, devido à dificuldade/inviabilidade de impressão de componentes com preenchimento a partir de filamentos de fibras contínuas (à direita da Figura 17), a geometria não otimizada foi impressa em poliamida 910 pura. Os resultados em termos de força e deslocamentos estão apresentados na Figura 18, onde é indicado um ganho de resistência por unidade de massa de 16 vezes. Importante destacar que essa resistência considerada pelos autores não corresponde à carga última do componente, mas sim à máxima carga em regime elástico (indicado pela linha vermelha fina).

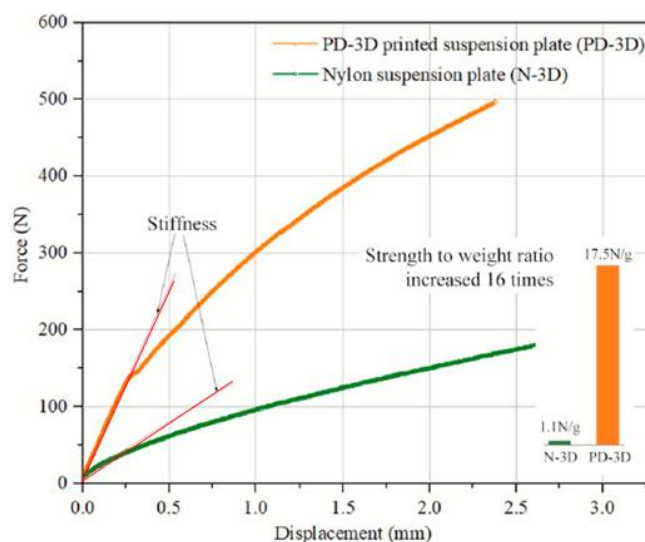


Figura 18. Resultados em força x deslocamento para as peças otimizada e não otimizada (adaptado de Li et al. [38])

Tendo em vista que a otimização topológica executada visa diminuir a energia de deformação para determinada fração volumétrica, a simples comparação de resistências por unidade de massa não contempla a plenitude do seu efeito sobre o componente.

Por isso, seria interessante que essa comparação levasse em consideração um corpo de prova “intermediário” que tivesse a geometria otimizada, mas sem o reforço em fibras contínuas. Desta forma, seria possível isolar os efeitos da otimização topológica e adição de fibras contínuas sobre resistência e rigidez do componente.

Uma pesquisa, desenvolvida por Chen & Ye [39] também trata da otimização topológica de componentes voltada à impressão 3D. Similarmente à Li et al. [38], Chen & Ye realizaram a impressão dos exemplares em poliamida pura e, também, com reforços contínuos em fibra de carbono. Para a otimização, foram definidos, *a priori*, dois domínios retangulares consistentes com os ensaios a serem executados pelos autores, a saber, flexão em três pontos e em viga engastada, apresentados nas Figuras 19a e 19b.

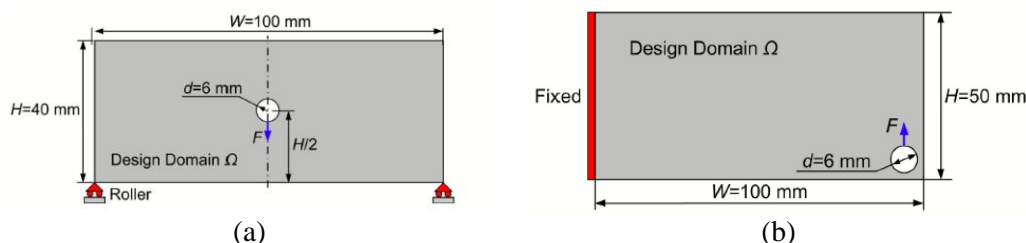


Figura 19. Região de domínio da otimização topológica feita por Chen & Ye [39]. (a) Flexão em três pontos; (b) Viga engastada

Para ambas as situações avaliadas, o método de otimização implementado foi baseado na técnica SIMP e, diferentemente de Li et al. [38], Chen & Ye promoveram uma otimização em duas etapas principais, descritas na Figura 20. Na primeira etapa, foi utilizado um algoritmo de minimização de flexibilidade do componente sujeito à uma restrição volumétrica, no caso, igual a 50% do volume inicial. A segunda etapa, por sua vez, consiste da aplicação de um algoritmo de minimização de volume restrito à um dado nível de tensões que, no estudo, foi aquele correspondente às tensões de resistência do material. Importante destacar que este segundo passo tem a qualidade de minimizar concentradores de tensões e, por isso, se mostra um excelente recurso de refinamento para otimizações topológicas simples. No entanto, em casos com grandes singularidades, a ordem dessas etapas pode produzir fortes alterações nos resultados, uma vez que os algoritmos (Máx rigidez x Restrição vol. ou Min vol x Restrição de tensões) produzem respostas muito distintas.

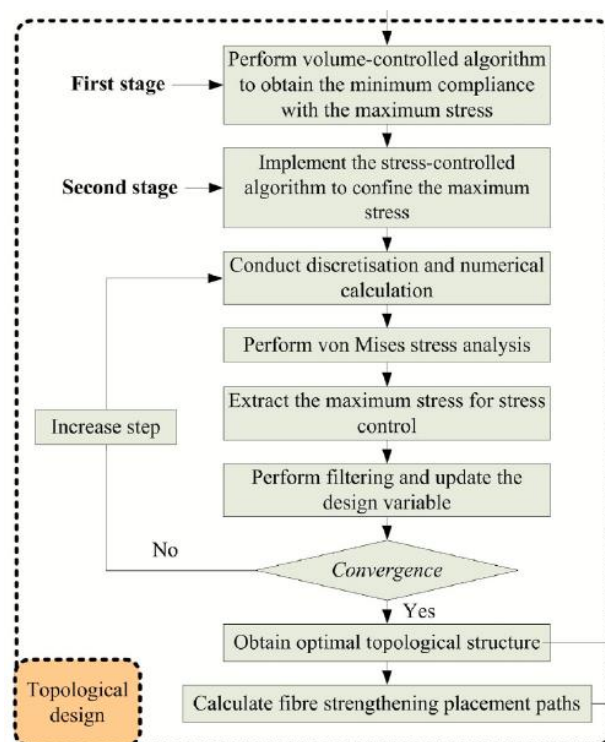


Figura 20. Rotina de otimização descrita em Che & Ye [39].

Uma vez concluída a otimização topológica (Figuras 21a e 21c), os autores estabelecem uma rotina para encontrar o posicionamento das fibras ao longo da geometria. Neste aspecto, é fundamental esclarecer que foi assumido que o caminho ótimo das fibras deve ser definido a partir das direções dos vetores de tensões, o que difere de muitos outros autores, que usam as trajetórias baseadas em tensões principais. Dito isto, percebe-se que Chen & Ye buscaram posicionar o reforço paralelamente aos caminhos de maior solicitação, independentemente do fato de ser tração, compressão ou cisalhamento, conforme explicitado nas Figuras 21b e 21d. No entanto, deve-se recordar que o reforço com fibras é mais eficiente quando posicionado paralelamente às direções tracionadas e, por isso, seria interessante que os autores validassem o desempenho dessa técnica de posicionamento de fibras comparando com uma peça reforçada apenas nas regiões tracionadas e mantendo a razão de fibras.

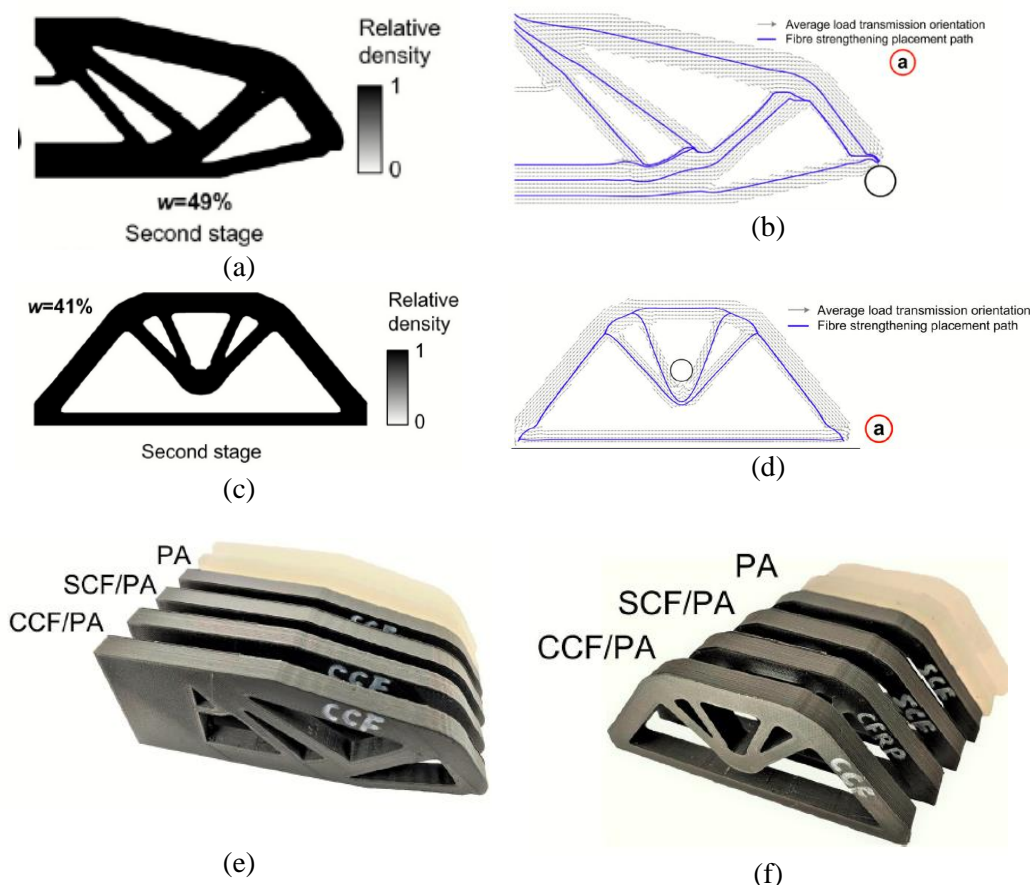


Figura 21. Peças otimizadas por Chen & Ye [39]. (a) Flexão em viga engastada e (b) respectivo reforço. (c) Flexão em 3 pontos e (d) respectivo reforço.

Para finalizar o estudo, foram impressos e ensaiados componentes com três diferentes materiais, a saber, poliamida pura (PA), poliamida com fibras discretas de carbono (SCF/PA) e poliamida com fibras contínuas de carbono (CCF/PA), conforme Figuras 21e e 21f. Concluídos os testes, cujos resultados estão descritos na Tabela 2, observaram-se as mesmas respostas para ambos os casos de solicitação. As maiores rigidez e resistência ocorreram nas peças impressas com fibras contínuas, enquanto que as de poliamida pura foram as menos resistentes e mais deformáveis. Contudo, o trabalho não apresenta uma comparação da geometria otimizada com a não otimizada em termos de rigidez e resistência, o que seria interessante para validar a otimização topológica realizada.

Tabela 2. Resultados Chen & Ye [39]

Ensaio		Material		
		PA	sCF/PA	cCF/PA
Flexão viga engastada	Carga (N)	200	1300 (+535%)	3500 (+1163%)
	Rigidez (N/mm)	100	300 (+180%)	1200 (+1198%)
Flexão em três pontos	Carga (N)	1300	2000 (+57%)	4800 (+293%)
	Rigidez (N/mm)	500	900 (+110%)	2600 (+569%)

Em vista do que foi apresentado nesta seção, percebe-se que o uso combinado da otimização topológica e reforço com fibras promove ganhos expressivos tanto para a rigidez quanto para resistência de componentes impressos. No mais, a incorporação do reforço já no processo de manufatura aditiva se mostrou possível, abrindo um novo horizonte para pesquisas e aplicações.

3. Concepção e Modelagem Numérica

3.1. Visão Geral

Neste capítulo será apresentado o processo de concepção inicial do componente de ligação, bem como a modelagem numérica relacionada a otimização topológica. Para isso, inicialmente será exposta a configuração básica do problema de ligação viga-coluna, de forma a esclarecer ao leitor as solicitações as quais o componente estará submetido. Posteriormente, na seção referente à modelagem numérica, serão apresentadas a geometria, condições de contorno e carregamento adotados, propriedades dos materiais usados e caracterização da malha.

3.2. Concepção da ligação

Tendo em vista que o objetivo do trabalho é desenvolver um componente de ligação entre viga e pilar que seja capaz de transferir momento fletor, o primeiro passo consiste em definir as condições de carregamento e contorno, conforme Figura 22. É válido destacar que a ideia do componente proposto não é exibir um comportamento extremamente rígido, mas sim apresentar uma capacidade de transferência de momento fletor significativa à rigidez dos elementos conectados.

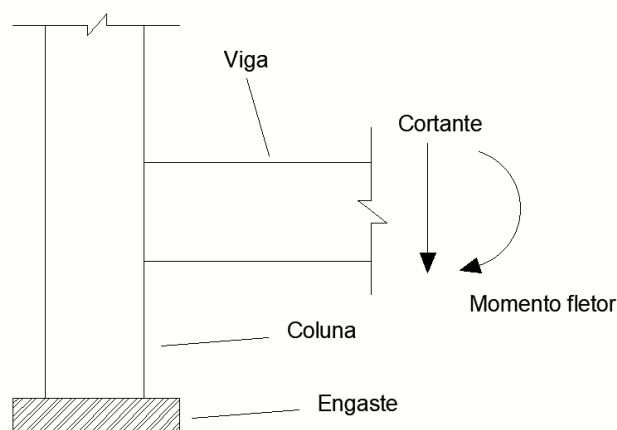


Figura 22. Definição básica do problema

Definido o problema, é fundamental pensar numa forma que promova rigidez geométrica à conexão entre os membros. Assim sendo, a primeira forma idealizada se assemelhava a um componente tipo ‘cuff’, mas com um estilo delta, similar a forma ‘Bank 7’ (Anexo A, pág 114), caracterizado por dois enrijecedores triangulares simétricos, conforme Figura 23.

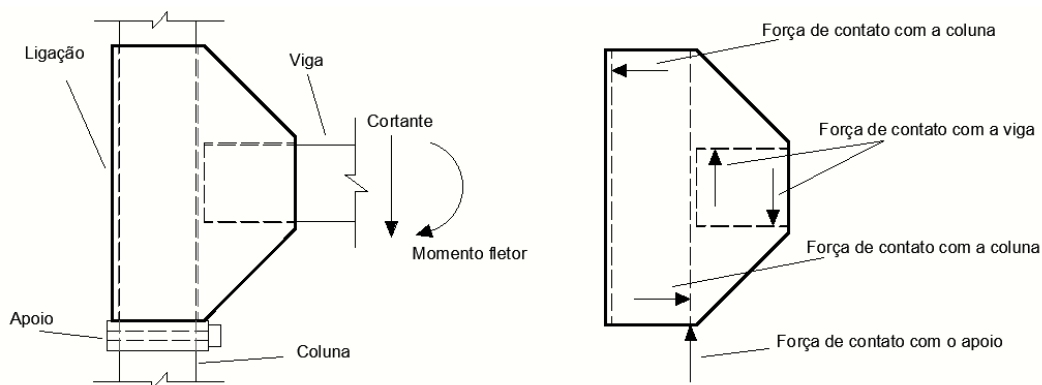


Figura 23. Primeira forma idealizada e respectivo diagrama de corpo livre

Entretanto, por observação do diagrama de corpo livre do componente, disposto à direita da Figura 23, percebe-se que a distribuição de cargas atuantes não exige simetria entre as partes superior e inferior. Isso porque a força de contato entre a viga e a parte superior da ligação ocorre bastante próxima à coluna, ao passo que aquela decorrente do contato com a parte inferior se dá bem mais afastada da coluna. Outra abordagem possível para o problema envolve uma simples analogia com uma ligação natural entre tronco e galho, onde o tronco representa a coluna e o galho a viga. Repare que as configurações dos problemas são muito parecidas, visto que a coluna e o tronco estão engastados na base e a viga e o galho estão em balanço. Neste contexto, a Figura 24a [40] apresenta a distribuição de tensões nestas ligações naturais típicas, onde a parte superior é submetida a solicitações de tração e a parte inferior à compressão. Nota-se que a parte superior tem uma curvatura mais acentuada (menor raio), enquanto que a parte inferior tem uma linha mais suave (raio maior). De posse disso, foi definida como geometria básica a forma exposta na Figura 24b, caracterizada por curvaturas distintas nos enrijecedores superior e inferior.

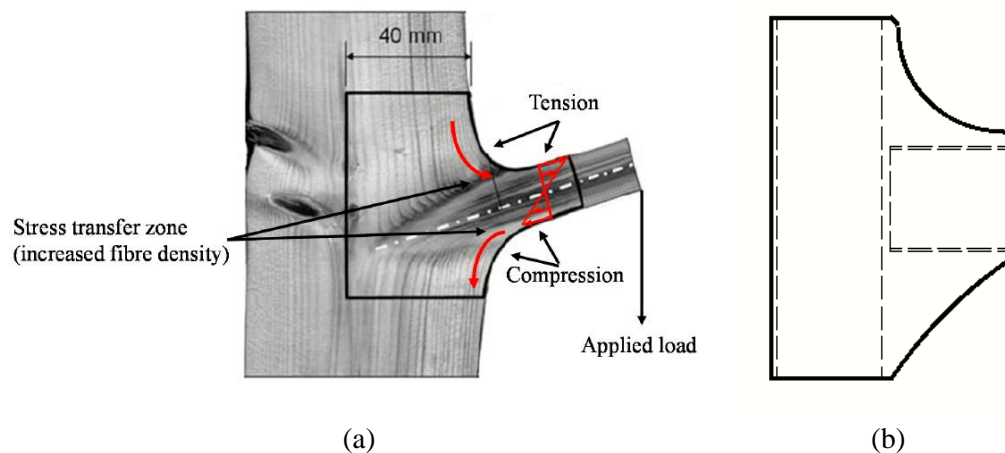


Figura 24. (a) Distribuição de tensões numa ligação tronco-galho, retirada de Avgoulas et al.[40]; (b) Geometria básica.

3.3. Modelo numérico

Para execução do modelo numérico, foi adotado o software Autodesk Inventor [41] como ferramenta de desenho 3D e o ABAQUS/CAE [16] para modelagem em elementos finitos do componente de ligação.

3.3.1. Geometria

Com a geometria bidimensional básica definida anteriormente, foi necessário apenas fazer a compatibilização com o tipo de perfil pultrudado a ser utilizado nos ensaios momento-rotação, que correspondem a tubos quadrados de 25,4mm de lado. Assim, a ligação inicial proposta ficou com a forma apresentada na Figura 25.

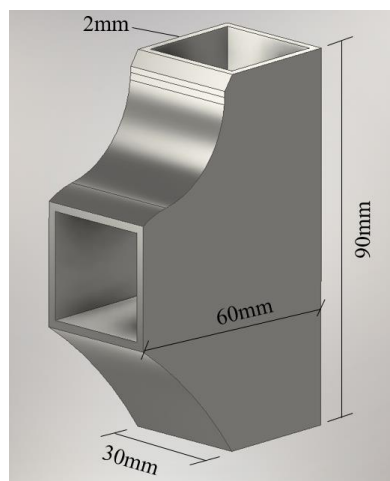


Figura 25. Geometria adotada como entrada na modelagem numérica

3.3.2. Condições de contorno e carregamento

Com a geometria totalmente definida, pode-se, enfim, estabelecer as condições de contorno e carregamento do modelo. Neste caso, por se tratar de um modelo voltado para otimização topológica em regime linear-elástico, a configuração do problema foi simplificada, de modo a diminuir o custo computacional e possibilitar o processamento em período viável. Desta forma, o modelo contempla a análise isolada do componente, considerando as condições e eixos apresentados na Figura 26a, sem contemplar contatos. Nesta situação, é assumido que o momento fletor transmitido pela viga é resistido no componente por meio de dois binários representativos das forças de contato do sistema (Figura 23), enquanto o cortante é equilibrado pelo apoio vertical e alguma eventual contribuição de atrito com a coluna.

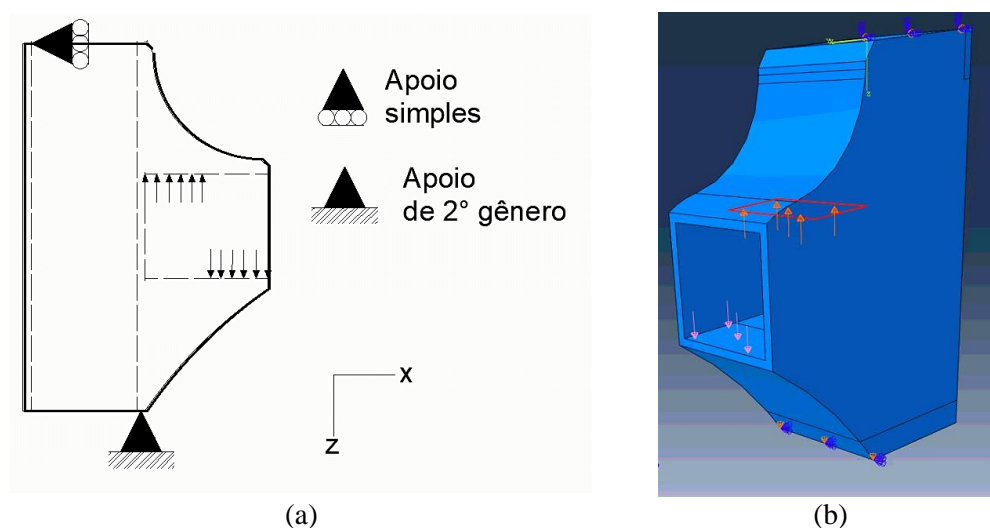


Figura 26. (a) Esquemático das condições de contorno e carregamento do problema; (b) Condições definidas no ABAQUS

Para traduzir este sistema estático de forma simples em um modelo de elementos finitos no ABAQUS, as forças de contato viga-ligação foram tomadas como pressões externas uniformes e as forças de contato ligação-coluna foram representadas por vínculos de apoio, conforme Figura 26b. No caso, a intensidade das pressões uniformes não afeta o resultado por se tratar de um modelo linear-elástico, porém, o valor adotado foi estimado a partir dos resultados de testes preliminares apenas para manter consistência. As respectivas superfícies de atuação correspondem à metade das faces no contato viga-ligação (aproximação grosseira para pequenos aparelhos de apoio na região de contato), conforme Figura 26.

As condições de contorno estabelecidas foram: $U_x=0$ deslocamento em x nulo na parte superior da peça em contato com a coluna, conforme Figura 27a; $U_z=0$, deslocamento em z nulo na parte inferior da peça em contato com o anel de suporte, como indicado na Figura 27b; deslocamentos em x,y e z nulos na aresta inferior em contato com o anel de suporte e com a coluna, conforme Figura 27b.

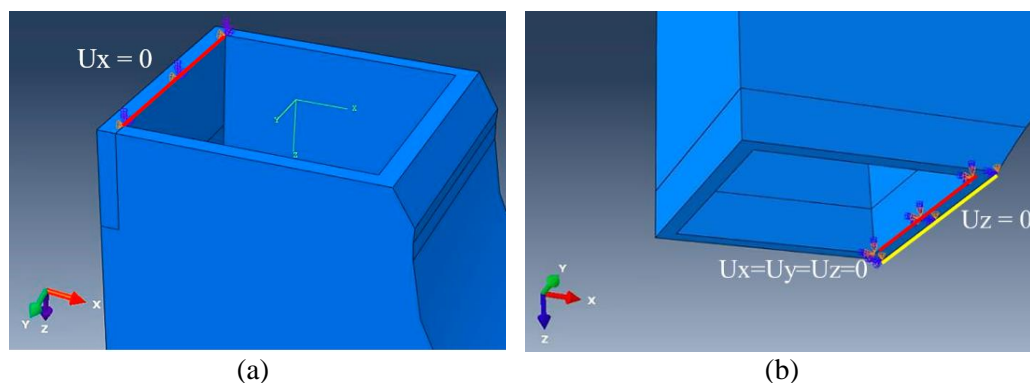


Figura 27. (a) Vínculo de apoio superior e (b) inferior no ABAQUS

3.3.3. Materiais e malha

O material adotado na modelagem foi definido como isotrópico, com 2,5GPa de módulo de elasticidade, 0,45 de coeficiente de Poisson e 1030kg/m³ de densidade, coerentes com o polímero ABS (Acrilonitrila Butadieno Estireno), a ser utilizado posteriormente no processo de impressão 3D. Vale mencionar que, um modelo numérico auxiliar simulando um cubo com o padrão de preenchimento a ser adotado no processo de fabricação também foi executado no ABAQUS. Neste caso, observou-se que os módulos de elasticidade em todas as direções estão dentro do intervalo típico para ABS, variando menos de 30% entre si. Desta forma, a consideração de material isotrópico se mostra razoável como uma abordagem simplificada do problema. Para a definição da malha (Figura 28a), foram utilizados elementos tetraédricos quadráticos (C3D10) e, após um simples estudo de convergência (Figura 28b), um tamanho geral de aproximadamente 3mm foi selecionado, resultando em 14638 elementos e 26322 nós.

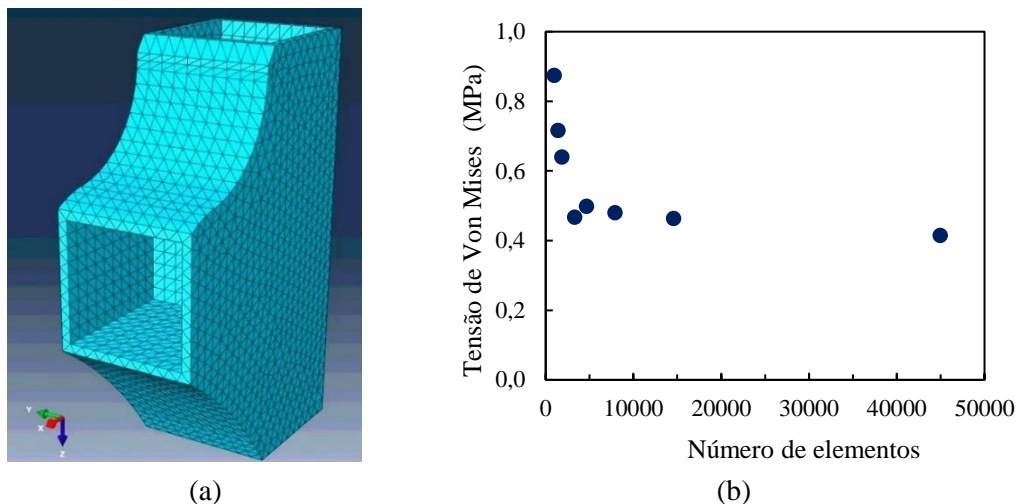


Figura 28. (a) Malha definida no ABAQUS; (b) Estudo de convergência da malha.

3.4. Estratégia de otimização

Para a execução da otimização topológica no ABAQUS, é fundamental seguir o fluxo de trabalho descrito na Figura 29, apresentada a seguir.

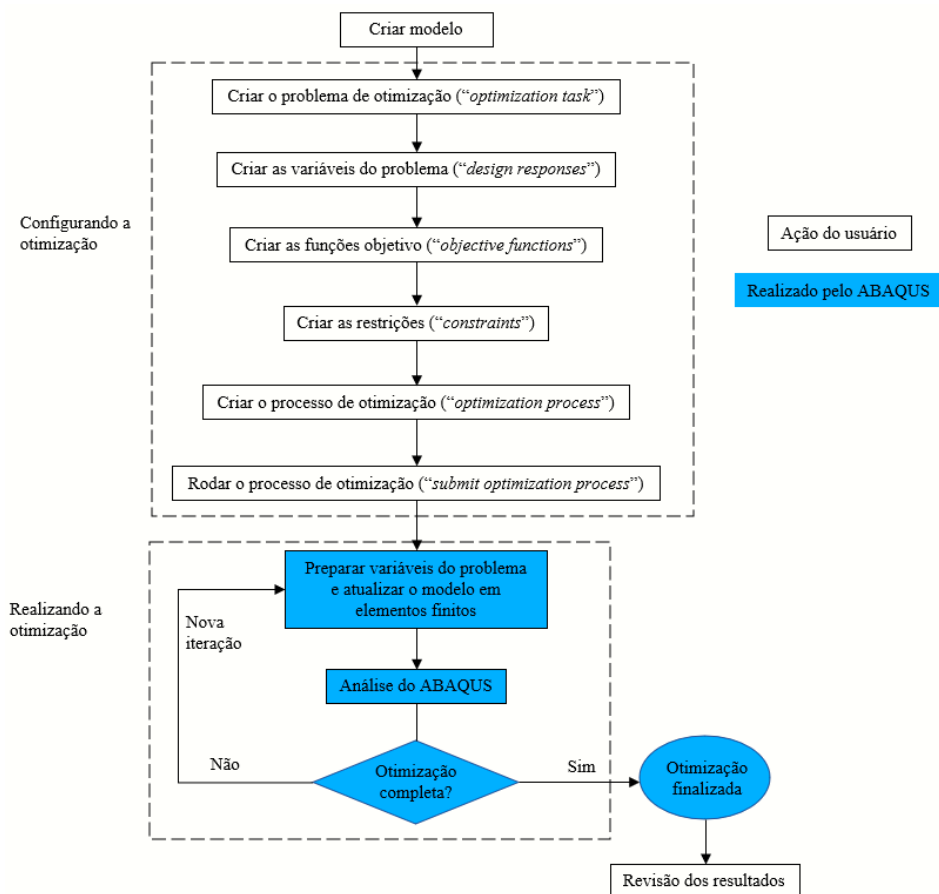


Figura 29. Fluxograma de trabalho para otimização topológica no ABAQUS (traduzido e adaptado de [34])

Uma vez criado o modelo, pode-se prosseguir a definição da “*Optimization Task*”, onde define-se o algoritmo a ser utilizado, bem como o domínio da função de otimização. Para a solução do problema foi escolhido o algoritmo do tipo condicional/condicionado (“*condition-based algorithm*”) [35], cuja descrição detalhada pode ser encontrada no trabalho atribuído a Bakhtiary et al. [42]. Este algoritmo, em relação ao “*general algorithm*” (descrito em Bendsoe & Sigmund [33] e brevemente exposto na Seção 2.3 deste documento), é um pouco menos versátil/completo, pois contempla apenas o uso da energia de deformação como “entrada” da função objetivo. No entanto, é mais eficiente do ponto de vista de que não requer o cálculo de rigidez local das variáveis ou a realização de uma análise de sensibilidade [34], [42]. Outra vantagem do “*condition-based algorithm*” é o fato de que ele não produz elementos cujas densidades são intermediárias (entre 0 e 1), mas apenas elementos sólidos ou vazios. Desta forma, o uso do “*general algorithm*” em uma otimização topológica em regime linear-elástico, como a deste trabalho, acabaria implicando apenas em um maior custo computacional em relação ao “*condition-based algorithm*”, visto que o modelo linear elástico já é plenamente atendido por este algoritmo.

Uma vez selecionado o algoritmo, deve-se estabelecer o domínio de otimização, que, no caso, foi o componente inteiro. Assim, a fração volumétrica a ser preservada é definida em termos do volume total da peça. Por ter sido adotado o algoritmo condicionado, nota-se que as únicas “entradas” utilizadas no problema de otimização foram a energia de deformação e o volume. A partir delas, a função objetivo “minimização da energia de deformação” (maximizar a rigidez) pôde ser atribuída ao problema, sob limitação do volume à uma parcela do valor inicial. Particularmente neste modelo, adotaram-se razões (wp) de 70% e 50% de preservação do volume inicial. No mais, visando assegurar modelos otimizados com simetria em relação ao plano xz, foi estabelecida uma restrição geométrica ao longo do eixo y. Além disso, algumas regiões, dispostas na Figura 30, foram “congeladas” de forma a preservar áreas de contato e facilitar no processo de montagem do componente com os membros conectados.

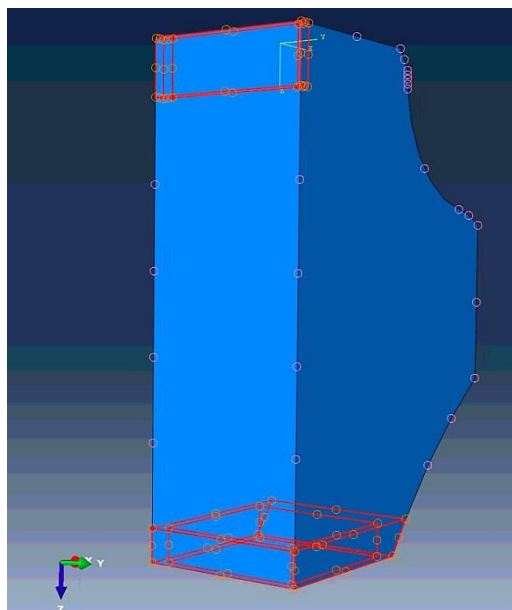


Figura 30. Regiões preservadas durante a otimização

4. Programa experimental

4.1. Visão geral

Este capítulo apresenta os principais aspectos relacionados à campanha experimental desta pesquisa, a qual foi totalmente executada no Laboratório de Estruturas e Materiais do Departamento de Engenharia Civil e Ambiental (LEM-DEC). Para isso, serão expostos, inicialmente, os materiais e equipamentos de fabricação utilizados no desenvolvimento das amostras, bem como o processo de caracterização mecânica do material impresso. Na segunda parte do capítulo, será apresentada a metodologia adotada na pesquisa, destacando-se o fluxograma do programa e os procedimentos de fabricação e ensaio das amostras. No caso, o estudo contempla a avaliação de três grupos de componentes de ligação, a saber, aqueles com geometria cheia, os otimizados simples e os otimizados reforçados.

4.2. Materiais

4.2.1. Perfil pultrudado

O perfil GFRP adotado nesta pesquisa foi doado pela empresa Cogumelo e é composto de uma resina éster vinílica reforçada com fibra de vidro do tipo E-glass. A seção transversal é do tipo tubular quadrada de 25,4 x 25,4 x 3,175 (mm) com um raio de curvatura de 5mm nas bordas. Duas peças, uma com 170mm e outra com 225mm, mostradas na Figura 31, foram cortadas para compor parte do setup de ensaio. Daqui em diante, a peça com 225mm de comprimento será chamada de coluna e aquela com 170mm será denominada viga.



Figura 31. Peças cortadas do perfil

4.2.2. Fibras e resina

As fibras utilizadas na pesquisa foram fornecidas via doação, também pela empresa Cogumelo, e consistiam de fibras de vidro do tipo E-glass, recebidas na forma de um carretel com 150m de roving direto, conforme Figuras 32a e 32b. Por esta razão não há como indicar precisamente informações de seção transversal, apenas sua densidade linear (tex) que, no caso, era 2400g/km (TEX2400) de acordo com o fornecedor.



(a)



(b)



(c)

Figura 32. (a) Carretel com roving na embalagem; (b) Detalhe do roving direto; (c) Resina epóxi

A resina adotada na laminação do reforço (Figura 32c) é uma resina epóxi bicomponente 50/90 e foi doada pela fabricante Macseal. As razões volumétrica e mássica recomendadas entre as partes da resina são; 5A para 1B e 5,7A para 1B, respectivamente. O tempo de cura total desta resina é de 48h, sem a necessidade de aquecimento artificial.

4.2.3. Material para impressão

Para fabricação dos componentes de ligação impressos, foram utilizados filamentos de polímero ABS como matéria-prima (Figura 33). Este polímero foi selecionado por apresentar um bom balanço entre praticidade de impressão, resistência e módulo de elasticidade. Todos os carretéis de filamento utilizados ao longo do trabalho foram adquiridos da Empresa 3DLAB. É importante destacar, também, que os filamentos em uso eram devidamente guardados em saco plástico fechado com sachês de sílica, de forma a minimizar a absorção de umidade e subsequente perda de propriedades mecânicas por conta de falhas de impressão.

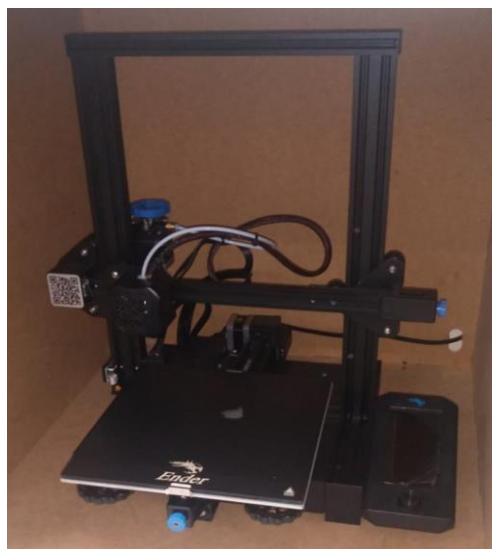


Figura 33. Filamentos de polímero ABS

Os corpos de prova (CPs) foram fabricados em impressoras 3D modelos Zmorph VX e Creality Ender 3 V2, dispostas nas Figuras 34a e 34b. Os softwares slicers utilizados na geração dos gcodes para cada equipamento foram Voxelizer 2.0 [43] e Prusaslicer [44], respectivamente. A razão para o uso de dois equipamentos distintos decorre de problemas apresentados por um dos equipamentos durante o período de desenvolvimento do presente trabalho, no entanto, isso não provocou diferenças significativas nos resultados.



(a)



(b)

Figura 34. Impressoras 3D modelos (a) Zmorph VX; (b) Creality Ender 3V2.

No que diz respeito aos parâmetros de impressão adotados na fabricação dos corpos de prova, a Tabela 3 apresenta uma descrição básica. Esses valores apresentados foram ajustados por tentativa e erro, de forma a minimizar o tempo de impressão, mantendo uma adequada resistência entre camadas e taxa de resfriamento (evitar empenamento da base e paredes). Particularmente sobre o resfriamento, foi decidido não utilizar a ventoinha do bico durante o processo de impressão. Assim garantiu-se a diminuição do gradiente térmico entre camadas e uma melhor adesão entre as mesmas (verificado empiricamente). A temperatura do bico extrusor também foi adotada mais próxima ao limite superior do polímero, de forma a maximizar o tempo de solidificação do fio extrudado.

Tabela 3. Parâmetros de impressão adotado na fabricação dos CPs

Parâmetro	Valor / Tipo
Razão de preenchimento	35%
Tipo de preenchimento	“Honeycomb”
Espessura de camada	0,22mm
Largura de camada	0,55mm
Velocidade padrão	40mm/s
Nº de perímetros	3
Nº de camadas sólidas (topo/base)	3
Temperatura da mesa	105°C
Temperatura do bico	235°C

O número de objetos a serem impressos simultaneamente também pode afetar o gradiente térmico entre camadas, uma vez que altera o tempo de deposição entre camadas. Por isso, decidiu-se não fabricar mais do que três componentes por rodada. Outro aspecto importante de elucidar é o plano de impressão, ou seja, o plano a partir do qual as camadas serão depositadas. Isto porque, esse fator tem grande impacto no comportamento do componente [4], [6], haja vista que define onde será o plano de maior fraqueza/fragilidade do objeto. As Figura 35a, 35b e 35c, a seguir, apresentam os possíveis planos de impressão para o componente de ligação proposto. No caso, percebe-se que a alternativa mais adequada é aquela apresentada na Figura 35c, visto que o plano de fraqueza não “corta” o plano principal da ligação. Isso também foi verificado empiricamente.

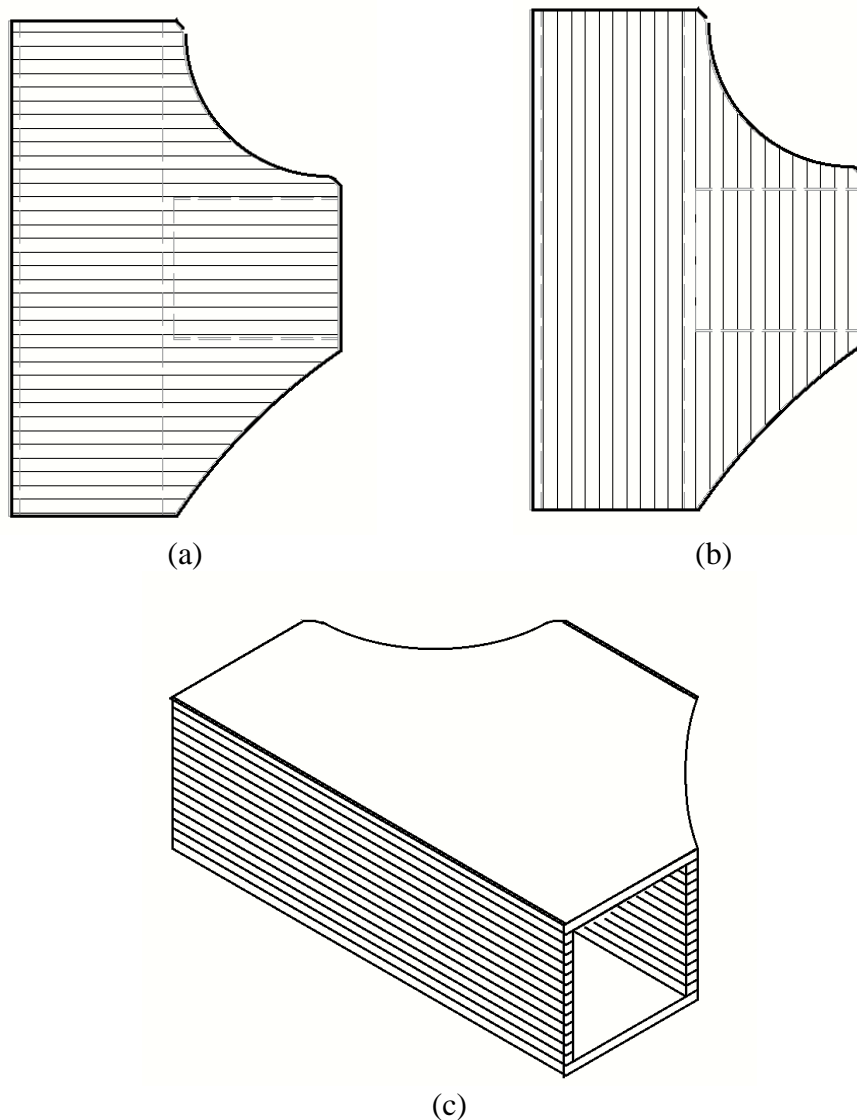


Figura 35. Planos de impressão e respectivas linhas de fragilidade (a) na horizontal; (b) na vertical; (c) ao longo da espessura do componente

4.2.3.1. Caracterização mecânica do material impresso

De forma a adotar propriedades elásticas adequadas dentro dos estudos numéricos realizados no ABAQUS, ensaios de tração direta foram executados para caracterização do material já impresso. As dimensões nominais dos corpos de prova, detalhado na Figura 36, foram baseadas na norma ASTM D638 [45] com sutis alterações, a fim de viabilizar a colagem dos *strain gages* de disponíveis. Em todos os CPs, estes sensores foram posicionados à 90° do eixo de solicitação, para capturar deformações transversais e, desta forma, permitirem a obtenção do coeficiente de Poisson do material. Para correlação com o deslocamento da máquina, um CP extra foi instrumentado também com um *strain gage* à 0°, conforme Figura 36 inferior.

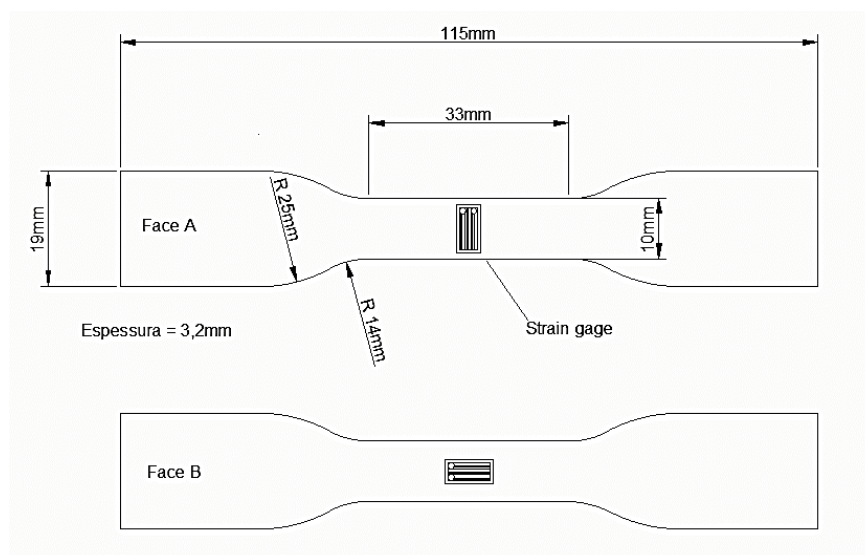


Figura 36. Geometria do corpo de prova de tração

Especificamente nestes corpos de prova de caracterização, apresentados na Figura 37a, foi adotada uma razão de preenchimento de 95% num padrão de camadas alternadas 0°/90° de forma a atingir uma maior homogeneidade. O ensaio propriamente dito foi conduzido à uma velocidade de 1mm/min em uma máquina eletromecânica EMIC com capacidade de 30kN. O setup utilizado consiste de duas garras mecânicas rotuladas nas extremidades e uma célula de carga de 2,5kN, conforme Figura 37b.

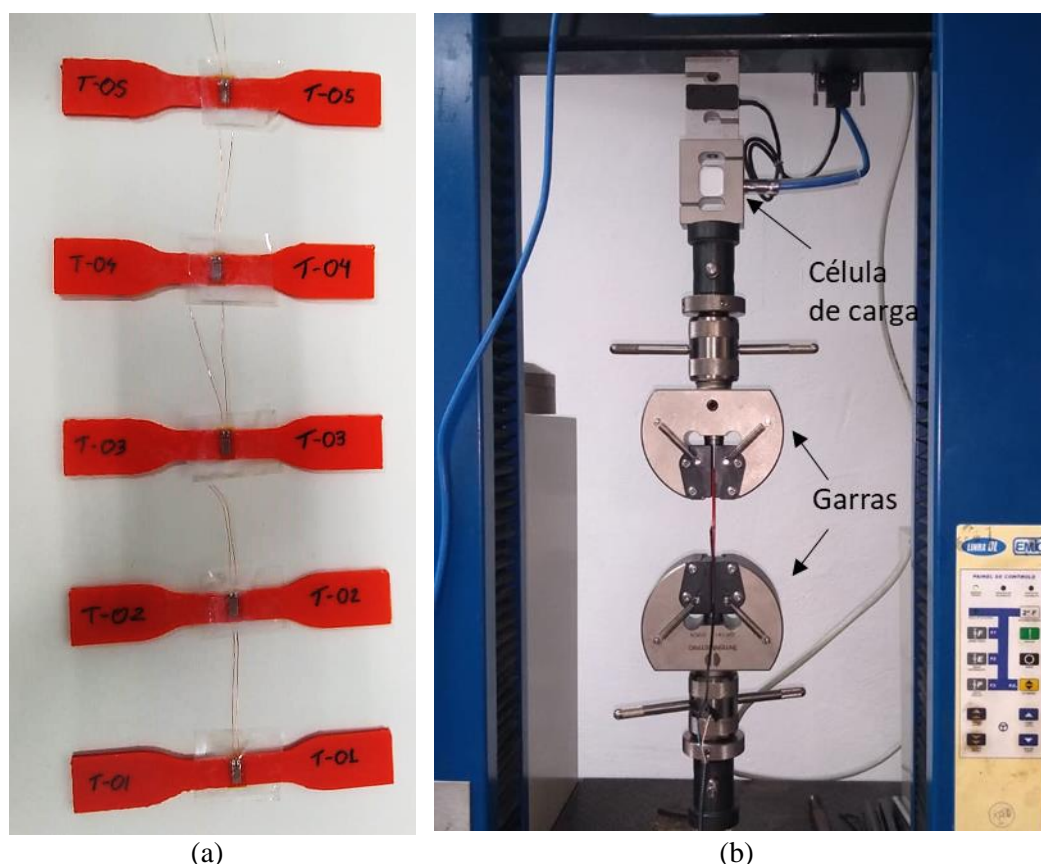


Figura 37. (a) Corpos de prova adaptados da ASTM D638; (b) Setup de ensaio para ensaio adaptado ASTM D638

Na Tabela 4, estão apresentadas as dimensões reais dos corpos de prova, haja vista as significativas variações dimensionais observadas no processo de fabricação. O resumo dos resultados considerando dimensões reais das amostras está explicitado na Tabela 5. Na referida tabela, percebe-se que os valores de módulo de elasticidade (E), coeficiente de Poisson (ν) e resistência (σ_r) estão dentro do intervalo típico para o polímero ABS [4], [46]–[48]. Vale destacar que o módulo de elasticidade foi calculado a partir do intervalo de 0MPa a 4MPa, desconsiderando-se eventuais acomodações do setup de ensaio.

Tabela 4. Dimensões reais dos CPs de tração impressos

CP	T-01	T-02	T-03	T-04	T-05	T-06
Espessura (mm)	2,95	2,90	2,95	2,90	2,95	2,90
Largura efetiva (mm)	10,10	10,15	10,1	10,1	10,1	10,10

NOTA: os corpos de prova T-01 a T-05 foram medidos após a execução dos ensaios, ao passo que o T-06 foi medido antes.

Tabela 5. Resultados dos ensaios de caracterização à tração do polímero usado na impressão 3D

CP	E (GPa)	ν	σ_f (MPa)
T-01	2,04	0,38	26,76
T-02	2,15	0,35	29,53
T-03	1,90	0,30	28,59
T-04*	2,50	0,41	27,36
T-05	2,00	0,31	28,22
T-06	2,23	0,35	26,70
Média	2,14	0,35	27,86

*CP foi levemente danificado durante o posicionamento nos mordentes da máquina e, por isso, o módulo não foi ajustado com base no strain gage e ficou maior que os demais

O modo de falha típico obtido no ensaio está apresentado na Figura 38, a seguir. Na imagem, percebe-se que a ruptura ocorreu no pescoço do CP e não houve qualquer tipo de esmagamento na região de fixação às garras.

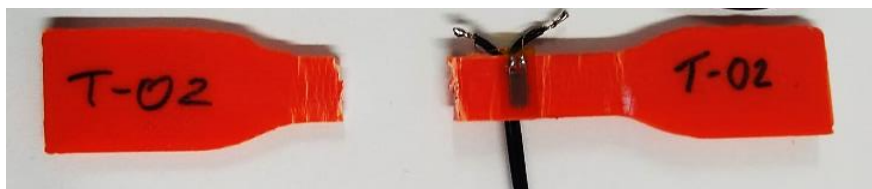


Figura 38. Corpo de prova de tração rompido

4.3. Métodos

4.3.1. Fluxograma do programa

Antes de apresentar o fluxograma do programa experimental, é importante destacar que o escopo deste trabalho abrange o estudo do comportamento momento-rotação de três grupos de amostras, descritas na Tabela 6 a seguir. No caso, o grupo denominado “amostra cheia” será utilizado como referência, uma vez que representa o ponto de partida para a obtenção das amostras denominadas “otimizada simples” e “otimizada reforçada”.

Tabela 6. Descrição das amostras avaliadas neste trabalho

Tipo	Descrição básica
Amostra cheia	Componente de ligação cuja geometria corresponde aquela usada como “ <i>input</i> ” na otimização topológica. Possui engaste de 30 mm com a viga e 90 mm com a coluna.
Amostra otimizada simples	Componente de ligação cuja geometria é baseada naquela proveniente da otimização topológica. Seu comprimento de engaste com a viga é de 40 mm e com a coluna é 90 mm.
Amostra otimizada reforçada	Similar à amostra otimizada simples, porém, com a adição de fibra de vidro em regiões específicas

Na Figura 39, a seguir, está exposto o fluxo de trabalho adotado no desenvolvimento desta pesquisa. Pela intrínseca conexão entre o programa experimental e os modelos numéricos executados no ABAQUS, o fluxograma menciona, também, pequenas etapas de modelagem. No caso, fez-se uma divisão em três sequências principais, sendo cada uma correspondente à um grupo de amostras. A primeira sequência contempla a execução dos ensaios preliminares nos exemplares com geometria “cheia”; a segunda e a terceira, por sua vez, correspondem às amostras otimizadas simples e otimizadas reforçadas. Estas últimas sequências contemplam o preparo superficial das amostras, execução dos ensaios momento-rotação e análise via correlação digital de imagem (DIC, do inglês *digital image correlation*), diferindo apenas pela presença da etapa de “aplicação de reforço” na sequência referente às amostras otimizadas reforçadas. Importante notar que a segunda e terceira sequências são antecedidas de algumas etapas fundamentais em comum, que englobam os ensaios de validação da otimização topológica (Anexo B) e a readequação da geometria (Anexo C) a partir de modelos numéricos.

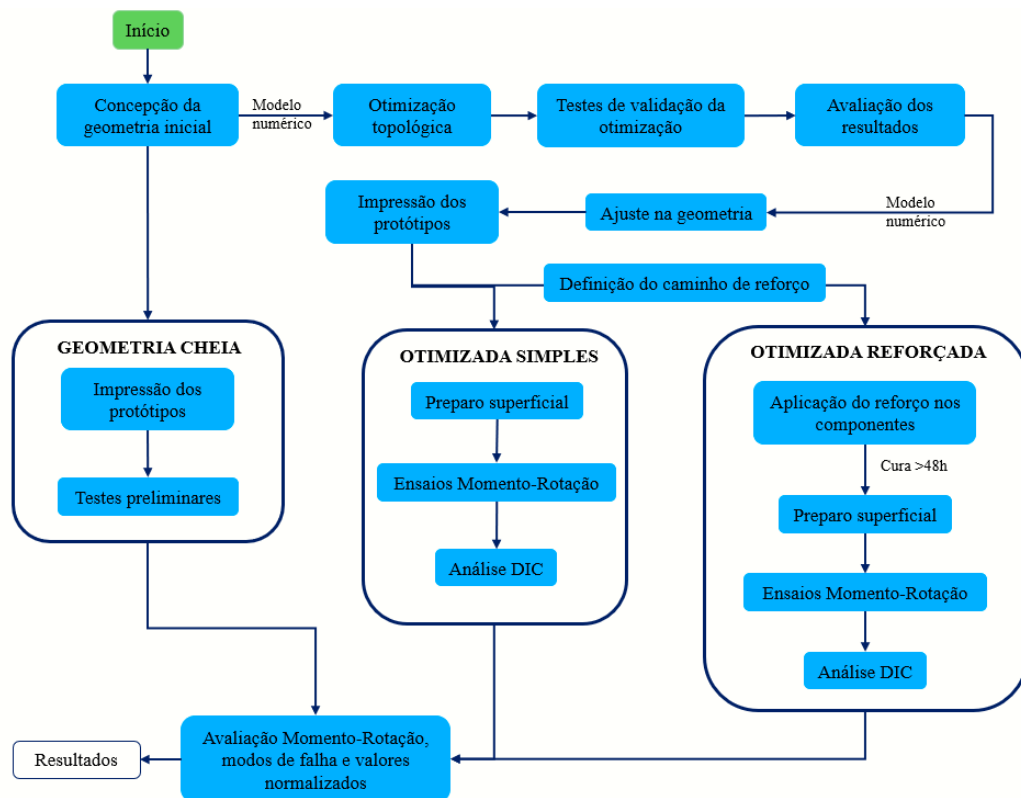


Figura 39. Ilustração do fluxograma do programa

4.3.2. Fabricação das amostras

Por se tratarem de componentes de ligação impressos, o processo de fabricação inicial é comum a todos os tipos de amostras. Trata-se de um procedimento bastante simples, constituído de três passos fundamentais, apresentados na Figura 40. Em um primeiro momento deve-se realizar a modelagem 3D do componente em um software CAD, no caso, foi adotado o Autodesk Inventor [41]. Feito isso, deve-se exportar o modelo 3D no formato STL e utilizá-lo como entrada no software fatiador, onde serão aplicados os parâmetros de impressão definidos na Seção 4.2.3. Por fim, o software fatiador irá gerar o código de impressão (*gcode*), que será utilizado para comandar a impressora 3D no processo de fabricação das amostras.

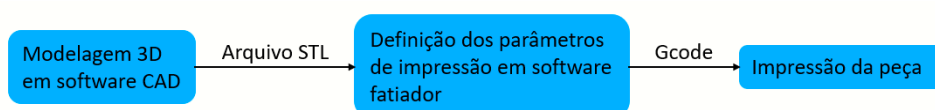


Figura 40. Processo de impressão 3D

Durante o período de impressão, um desumidificador de ar foi utilizado para manter a umidade ambiente em 35% e minimizar a absorção de umidade pelo filamento ao longo do tempo de fabricação. Apenas as amostras cheias não foram impressas à umidade controlada, devido à ausência do equipamento na época. Posteriormente, esses exemplares recém impressos tiveram de ser devidamente “limpos” dos eventuais artifícios de impressão como *raft* e elementos de suporte, conforme Figuras 41a a 41d. Neste momento, é válido destacar que as amostras otimizadas simples e reforçadas foram impressas utilizando-se exatamente o mesmo *gcode*, diferindo apenas pela etapa posterior de aplicação do reforço.

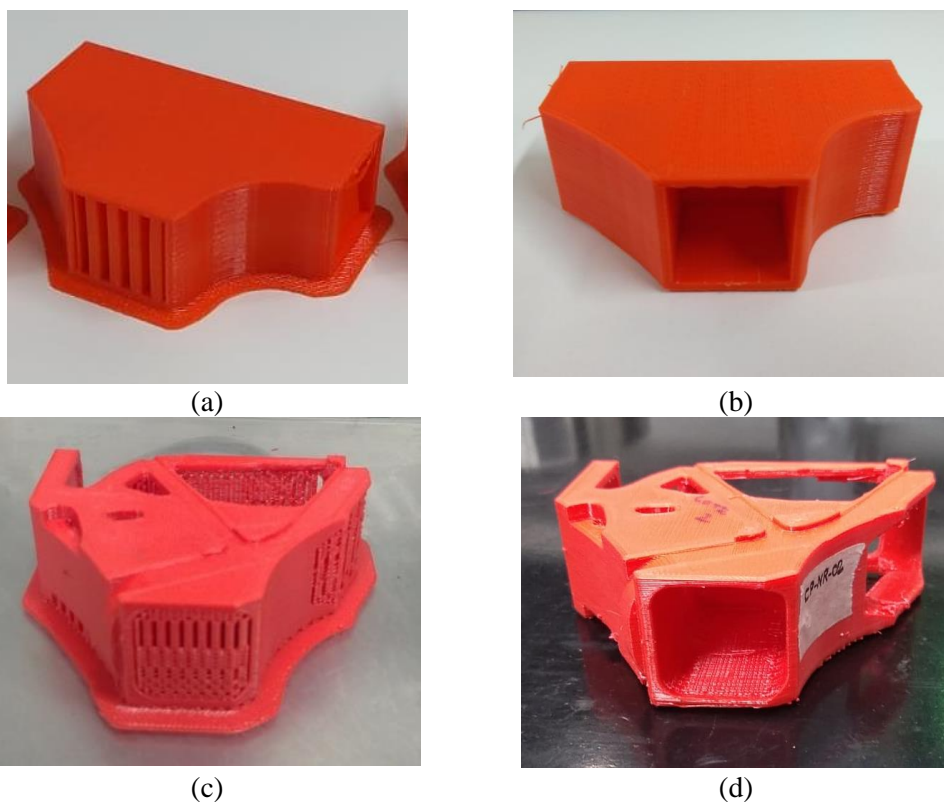


Figura 41. Limpeza dos componentes impressos. (a) Amostra cheia recém impressa; (b) Amostra cheia limpa; (c) Amostra otimizada recém impressa; (d) Amostra otimizada limpa.

Uma vez concluídas essas etapas comuns a todos os grupos de amostras, serão expostas as sequências de procedimentos particulares a cada grupo, resumidas na Tabela 7.

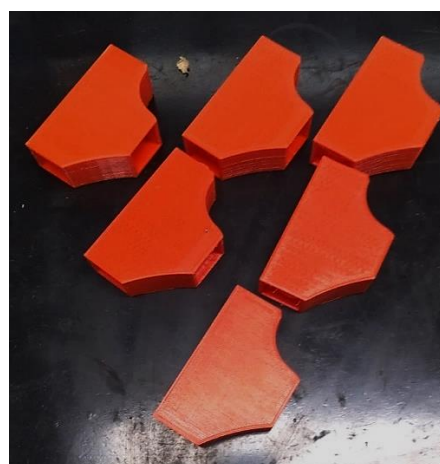
Tabela 7. Procedimento para cada grupo de amostra

Amostra	Etapa 1	Etapa 2	Etapa 3	Etapa 4
Cheias	Pesagem	Testes preliminares	-	-
Otimizadas simples	Pesagem	Pintura	Ensaio momento- rotação	-
Otimizadas reforçadas	Laminação	Pesagem	Pintura	Ensaio momento- rotação

As amostras cheias, por fazerem parte do programa de testes preliminares, não receberam qualquer tipo de preparo após o processo de “limpeza” descrito na página anterior. No entanto, para viabilizar a obtenção das propriedades normalizadas, os corpos de prova foram pesados (Figura 42a) antes dos ensaios numa balança de precisão MARTE modelo AD500 com capacidade máxima de 510g. Ao todo, foram fabricados onze corpos de prova desta tipologia (Figura 42b).



(a)



(b)

Figura 42. (a) Corpo de prova cheio sendo pesado; (b) Amostras cheias prontas para ensaio

As amostras otimizadas simples, assim como as cheias, foram pesadas logo após o processo de limpeza (Figura 43a), porém, antes de serem ensaiadas, foram pintadas em uma das faces principais (Figura 43b), de forma a viabilizar a execução de análise DIC. Para este grupo, foram fabricados nove exemplares para ensaio.



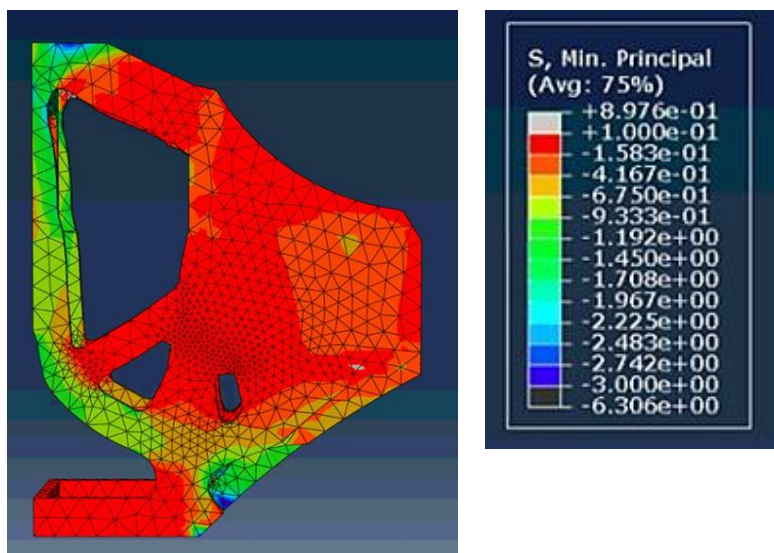
(a)



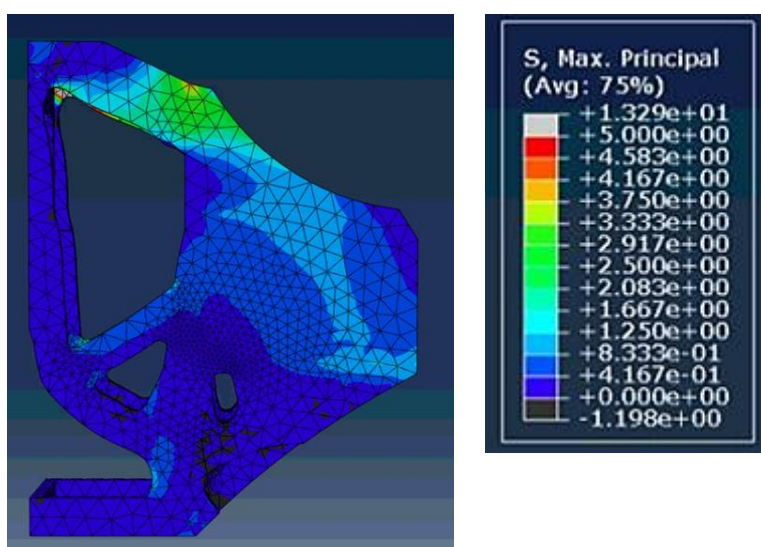
(b)

Figura 43. (a) Corpo de prova otimizado simples sendo pesado; (b) Corpos de prova já pintados.

As amostras otimizadas reforçadas, por sua vez, tiveram um processo de fabricação um pouco mais complexo, visto que envolveu a definição do caminho das fibras antes do preparo das amostras. Neste contexto, é válido expor brevemente a metodologia utilizada para encontrar o padrão de reforço mais adequado às solicitações. Para isso, foi avaliado um modelo numérico do ABAQUS, detalhado no Anexo C deste documento, bem como um pequeno modelo analítico 2D de treliça. Tratando do modelo numérico, cujo resultado em termos de tensões principais é apresentado a seguir, percebe-se claramente pela Figura 44a as regiões mais submetidas à compressão num tom mais verde ou azul. As regiões mais tracionadas (Figura 44b) também estão numa coloração verde e azul claro, sendo evidente um percurso que se inicia na parte inferior da peça em que há contato com a viga e se prolonga até a parte superior da peça onde há o contato com a coluna. No mais, há também uma tração significativa na zona entre dois vazados do componente.



(a)



(b)

Figura 44. Resultados do modelo numérico em termos de tensões principais (a) menor e ; (b) maior

Por meio da análise simplificada acima, é possível ver as zonas mais tracionadas do componente, no entanto, não há total certeza sobre a direção destas tensões. Neste aspecto, como o equilíbrio de forças é conhecido em certos pontos/nós de contato da estrutura (Figura 45a), foi possível idealizar um modelo de treliça bidimensional (apresentado na Figura 45b) para avaliação das forças nos diversos nós e, conseqüentemente, definir as direções de reforço com fibras. Posteriormente, a simples solução do modelo isostático permitiu confirmar o caminho de reforço, indicado em vermelho na Figura 45b.

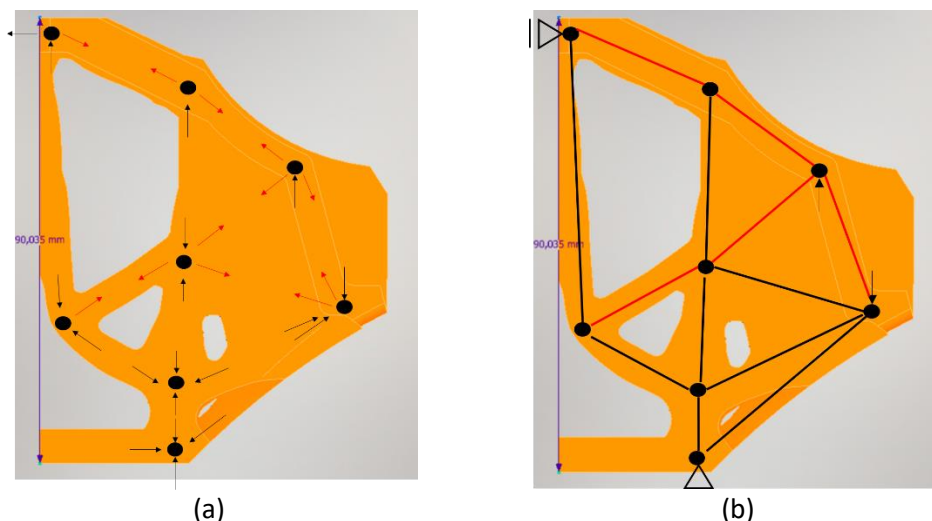


Figura 45. (a) Definição dos nós a partir do equilíbrio de forças. (b) Definição do modelo de treliça.

Finalizado o processo de definição do reforço, pôde-se enfim realizar o procedimento de laminação das fibras no componente de ligação. É importante destacar que, para viabilizar o adequado posicionamento das fibras no CP, dois pequenos artifícios tiveram de ser idealizados (Figura 46). O primeiro deles engloba as curvaturas que tiveram de ser introduzidas como transição suave entre os planos principais do componente; o segundo, por sua vez, diz respeito aos pequenos ressaltos que servem como guias para as fibras, possibilitando a “dobra” do roving.

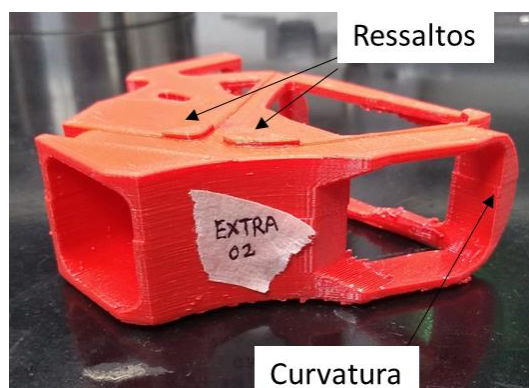


Figura 46. Artifícios para posicionamento das fibras

Com os corpos de prova já devidamente limpos e prontos para receber as fibras, é aplicada uma gota de adesivo instantâneo Tek Bond 793 num ponto inicial, e posiciona-se a ponta do roving neste local. Uma vez seco o adesivo, o roving é acomodado ao longo do percurso de reforço definido, sempre mantendo as fibras levemente tensionadas, até completar o percurso, conforme Figura 47a.

Neste momento é novamente aplicada uma gota de adesivo instantâneo de forma a manter as fibras na posição correta durante a aplicação da resina. Feito isso, é aplicada uma máscara no corpo de prova, conforme Figura 47b, de modo a evitar o acúmulo de resina em regiões fora da zona de reforço.

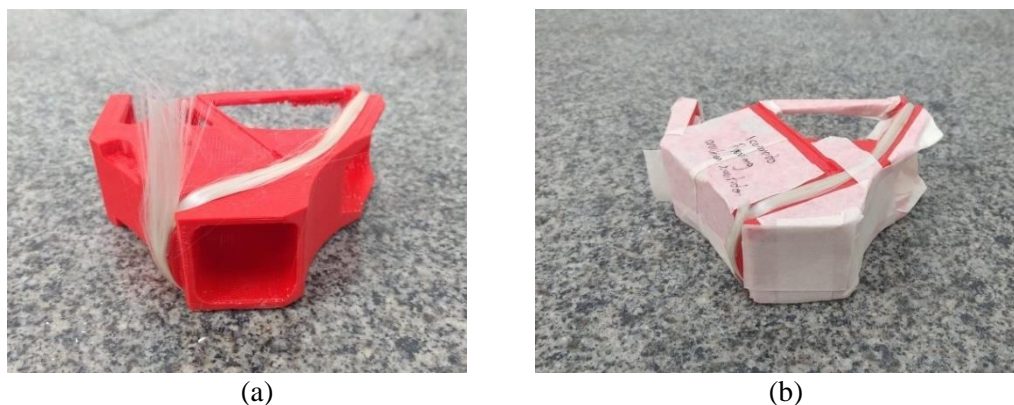


Figura 47. (a) Posicionamento do reforço no CP; (b) Aplicação da máscara

Com o CP devidamente preparado, faz-se a mistura da resina epóxi em um pequeno recipiente dosador de acordo com a razão volumétrica recomendada. Posteriormente, com o auxílio de uma pequena espátula de madeira (Figura 48a), aplica-se a resina sobre as fibras até que todos os filamentos estejam visualmente embebidos. Finalizado isto, o CP é devidamente acomodado para cura da resina, conforme Figura 48b.



Figura 48. (a) Itens de laminação. (b) CP com resina em processo de cura

Terminado todo o procedimento de laminação, as máscaras dos corpos de prova são removidas e faz-se a pesagem na balança de precisão (Figura 49a). Por fim, prossegue-se a pintura do padrão/speckle para execução do DIC durante os ensaios, conforme Figura 49b. Ao fim deste processo, sete corpos de prova puderam ser fabricados.

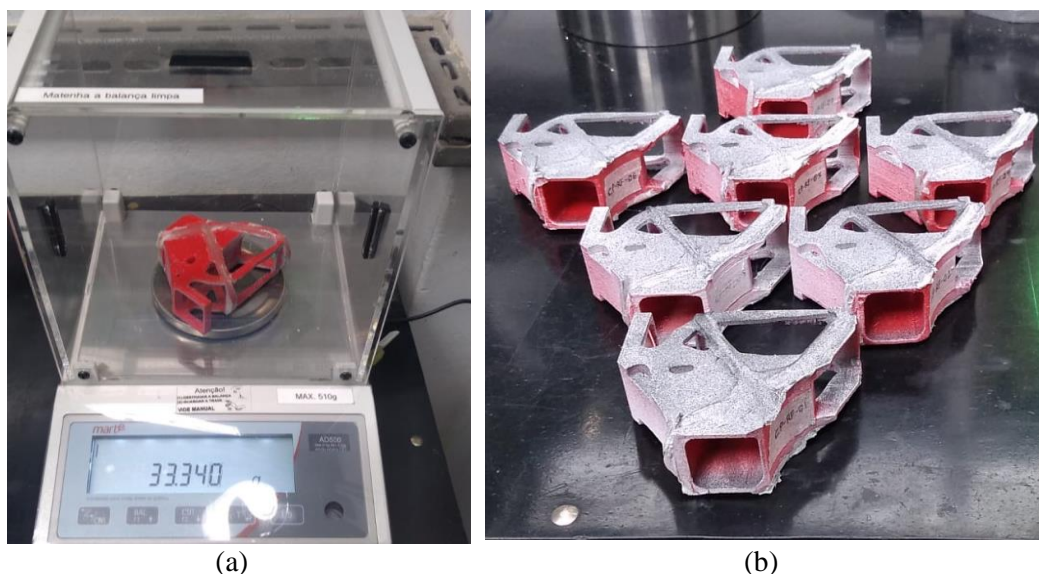


Figura 49. (a) Pesagem do CP otimizado reforçado. (b) CPs otimizados reforçados já prontos para o ensaio

4.3.3. Ensaio Momento-Rotação

Uma vez esclarecido o processo de fabricação dos corpos de prova dos três grupos de análise, pode-se prosseguir à descrição da metodologia adotada nos ensaios momento-rotação. Nesse contexto, é válido explicitar brevemente a nomenclatura adotada nos corpos de prova, conforme apresentado na Figura 50.

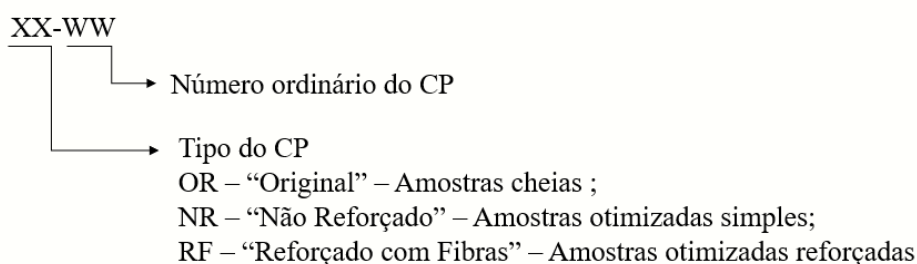


Figura 50. Nomenclatura dos corpos de prova

Desta forma, o quinto corpo de prova otimizado simples ensaiado é nomeado NR-05. Todos os ensaios foram conduzidos em uma máquina de ensaios eletromecânica EMIC com capacidade de 30kN, à uma taxa de deslocamento de 1mm/min. No entanto, o setup de ensaio utilizado para as amostras cheias foi diferente daquele usado nas amostras otimizadas e, por isso, ambos serão detalhados a seguir.

No caso das amostras cheias, os ensaios nos onze CPs foram realizados em um setup adaptado, que consistia de uma versão em aço e madeira, conforme Figura 51a. Os componentes fundamentais, apresentados na Figura 51b, são uma pequena viga em madeira maciça de maçaranduba, uma barra vertical em aço e um aparelho de apoio impresso em ABS.

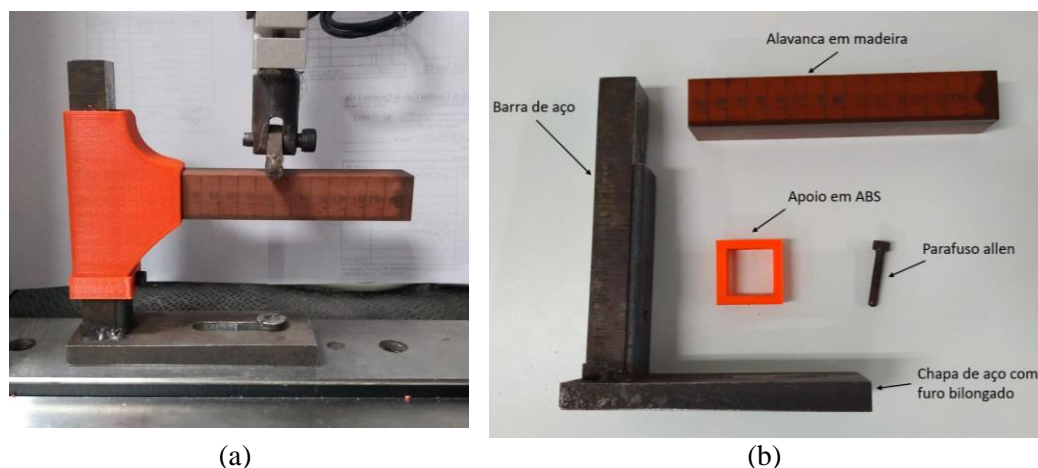


Figura 51. (a) Setup de ensaio das amostras cheias. (b) Componentes do setup

A montagem do setup obedeceu ao desenho esquemático apresentado na Figura 52, onde nota-se a excentricidade de 80 mm entre o ponto de aplicação de carga e a parede interna do componente de ligação. O aparelho de apoio impresso em ABS tem a função de assegurar que o componente de ligação não deslize ao longo da barra de aço, mantendo a consistência com o modelo numérico detalhado no Capítulo 3. Tratando da aquisição de dados, é importante ressaltar que, neste grupo de amostras, não foi realizada correlação digital de imagem e os dados de força e deslocamento foram provenientes diretamente da máquina de ensaio, tendo sido validados previamente.

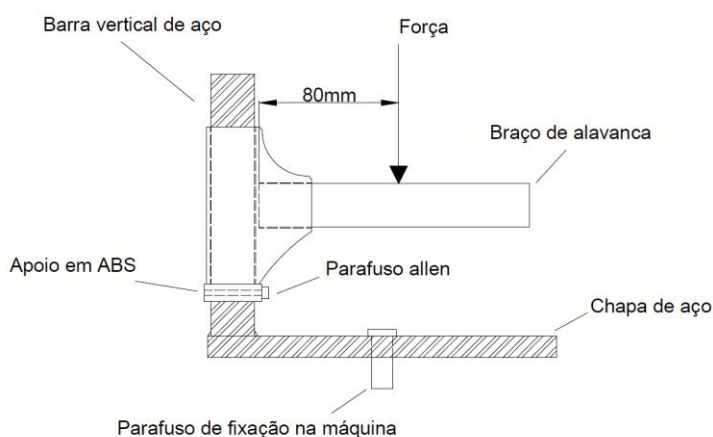


Figura 52. Esquemático do setup de ensaio das amostras cheias

No caso das amostras otimizadas simples e reforçadas, a metodologia de ensaio foi rigorosamente a mesma e será apresentada a seguir. O setup de ensaio, mostrado na Figura 53a, é composto de três peças fundamentais; um suporte de aço, uma pequena viga em GFRP e uma pequena coluna em GFRP, mostradas na Figura 53b.

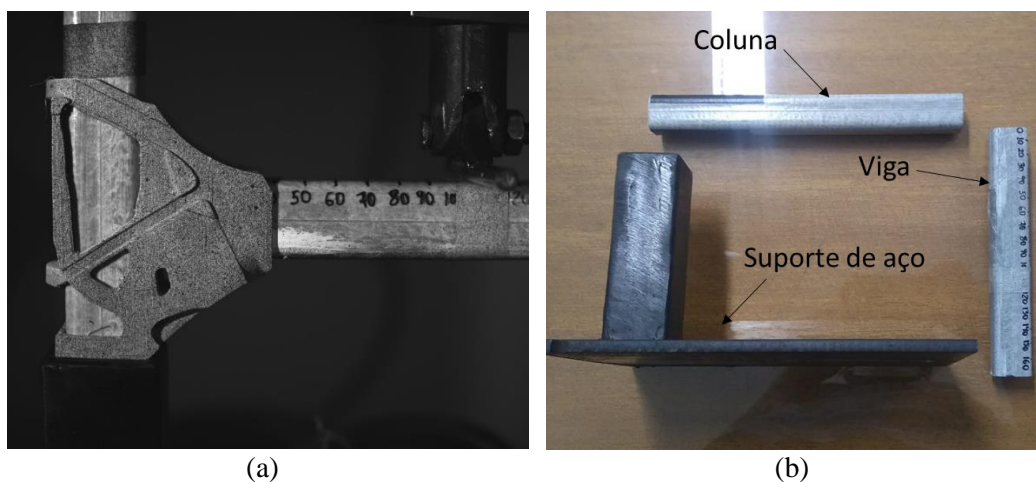


Figura 53. (a) Setup final montado. (b) Componentes do setup final

Na Figura 54 é apresentado o desenho esquemático de montagem do setup de ensaio. Neste caso, a excentricidade entre o ponto de aplicação de carga e a parede interna do componente é de 105mm, de forma a manter a razão entre excentricidade e comprimento de engaste na viga a mesma dos ensaios nas amostras cheias. As regiões indicadas como “*speckle viga*” e “*speckle coluna*” representam a fita adesiva com *speckle* que foi colada nestes elementos para viabilizar a aquisição dos deslocamentos via DIC.

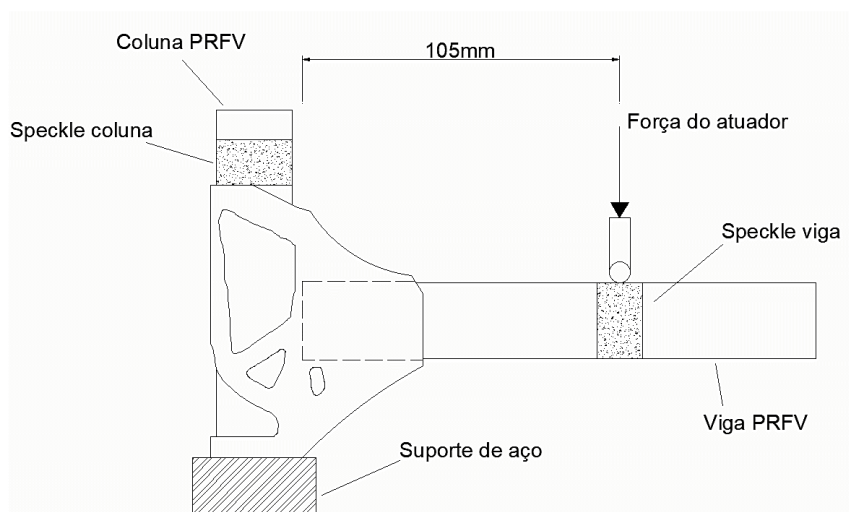


Figura 54. Desenho esquemático do setup final

No que diz respeito à aquisição de dados durante o ensaio, foi utilizada uma célula de carga externa com capacidade de 2,5kN da fabricante ALFA e um sistema de correlação digital de imagem “*Correlated Solutions*” para análise DIC, conforme Figura 55. O aparato DIC é composto, fundamentalmente, por um par de câmeras FLIR de 5 megapixels, um par de iluminação LED e um laptop para aquisição e monitoramento das imagens. Para facilitar a etapa de tratamento de dados, uma fonte externa foi acoplada à célula de carga e conectada ao laptop, de modo a possibilitar a correlação direta de uma determinada foto com um valor de carregamento. O software utilizado para a análise DIC foi o VIC-3D [49]. A taxa de aquisição de imagens foi de uma 1 foto/s nas amostras otimizadas simples e 1 foto/4s para as otimizadas reforçadas. Isto se deve ao fato de que os CPs reforçados apresentavam deslocamento máximo muito maior do que os CPs não reforçados e, desta forma, a mesma taxa de aquisição de imagens implicaria em arquivos demasiadamente grandes. Os dados brutos provenientes da máquina de ensaio também foram aquisitados e o deslocamento do atuador foi validado pelo DIC com desvio inferior a 4%.

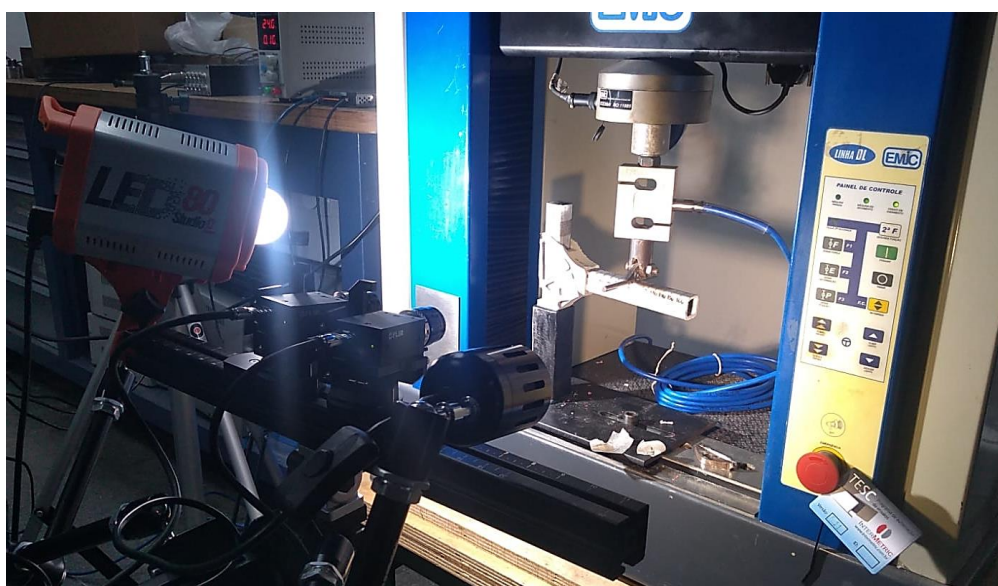


Figura 55. Ensaio momento-rotação em andamento

Com a metodologia de ensaio detalhada para cada grupo de amostra, pode-se descrever o procedimento de cálculo, comum a todas as tipologias de corpo de prova. Tendo em vista que o objetivo dos ensaios descritos é avaliar o comportamento momento-rotação desses componentes de ligação, o escopo deste trabalho engloba a determinação da rigidez e resistência das amostras, bem como a avaliação da sua curva M- φ e modo de falha. Para o cálculo da resistência, foi utilizada a Equação 3, apresentada a seguir:

$$M_{m\acute{a}x} = F_{m\acute{a}x} \cdot d_t \quad (3)$$

Onde:

$M_{m\acute{a}x}$ é o momento fletor máximo na ligação, em Nmm.

$F_{m\acute{a}x}$ é a força máxima no atuador, em N.

d_t é a o braço de alavanca adotado no ensaio, no caso 105 mm para as amostras otimizadas e 80 mm para as cheias.

Para a determinação da rigidez das amostras, foi utilizada a Equação 4, a seguir:

$$K = \frac{\Delta M}{\Delta \varphi} \quad (4)$$

Onde:

K = Rigidez da ligação, em Nmm/mrad.

ΔM é a variação de momento entre 30% e 80% da carga máxima, em Nmm.

$\Delta \varphi$ é a rotação entre 30% e 80% da carga máxima, em mrad.

O ângulo de rotação φ (mrad) é determinado de acordo com a equação a seguir:

$$\varphi = 1000 \cdot \arctan\left(\frac{\delta}{d_t}\right) \quad (5)$$

Onde:

δ é a flecha em um instante qualquer do ensaio, em mm.

Além disso, foi calculada a absorção de energia até o pico (U) e a eficiência da ligação em termos de rigidez e resistência por unidade de massa. A energia absorvida ao longo do ensaio corresponde à área abaixo do gráfico força-deslocamento até o pico de carga, e foi calculada numericamente considerando uma aproximação por retângulos.

Para determinação da resistência e rigidez por unidade de massa, foi adotada a Equação 6, a seguir:

$$X = \frac{x}{m} \quad (6)$$

Onde:

X representa a resistência ou rigidez normalizada, em Nmm/g.

x representa a resistência ou rigidez, em Nmm.

m é a massa do corpo de prova, em g.

Para o cálculo de variações percentuais na discussão dos resultados, foi adotada a seguinte equação:

$$\Delta = \frac{100 \cdot (Z - Z_{REF})}{Z_{REF}} \quad (7)$$

Onde:

Δ é a variação percentual de um parâmetro qualquer Z .

Z_{REF} é o parâmetro de análise no grupo adotado como referência.

Ao todo, foram ensaiados onze corpos de prova cheios, nove não reforçados e sete reforçados.

5. Resultados

5.1. Modelagem

Uma vez finalizados os procedimentos de análise de tensões e otimização no ABAQUS, foram obtidas as geometrias dispostas nas Figuras 56a a 56c e 57a a 57c, a seguir. Em ambos os casos, a remoção de material em certas regiões já era esperada, visto que os resultados da análise elástica (Figura 58a) indicaram tensões de Von Mises baixíssimas nestas localidades (destacadas em roxo/lilás).

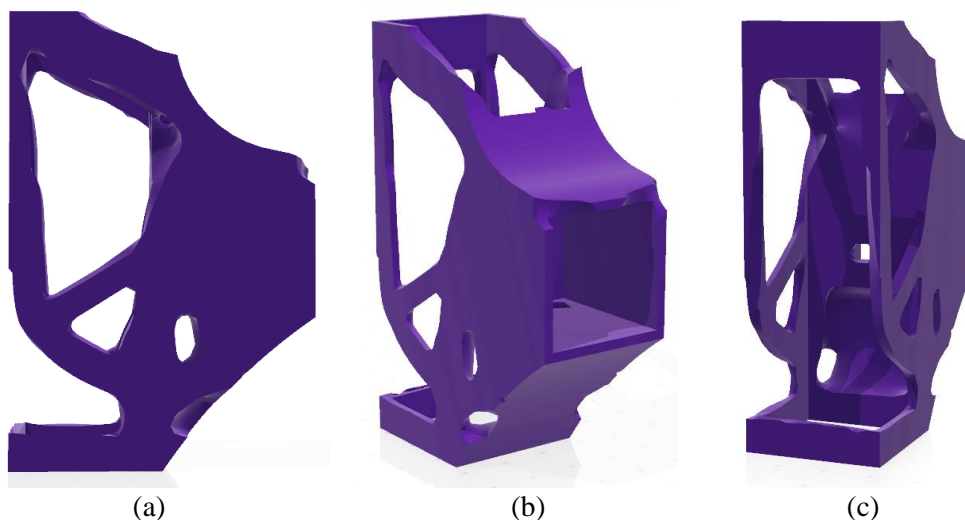


Figura 56. Geometria obtida com razão volumétrica $w=50\%$. (a) Vista lateral; (b) Perspectiva de frente; (c) Perspectiva de trás.

No que se refere ao componente com $w_p=50\%$ (Figura 56), vale destacar dois aspectos que podem exigir adaptações no futuro. O primeiro deles é a remoção quase que completa da parede traseira da peça, que pode vir a diminuir a capacidade de carga no caso de falha por rasgamento desta parede. O outro, por sua vez, diz respeito à retirada de material do enrijecedor inferior, tornando praticamente oco e podendo diminuir a resistência do componente por conta de efeitos de instabilidade local, haja vista a predominância de solicitações de compressão nesta parte. Apesar disso, ao comparar sua distribuição de tensões (Figura 58b) com a da geometria original (Figura 58a), é possível observar que as tensões de Von Mises nas regiões mais solicitadas não aumentaram significativamente.

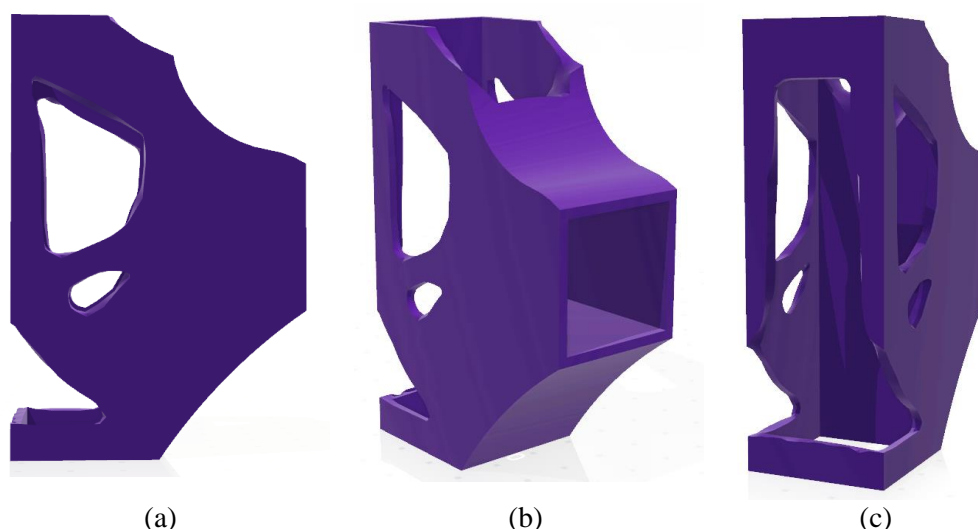


Figura 57. Geometria obtida com razão volumétrica $w=70\%$. (a) Vista lateral; (b) Perspectiva de frente; (c) Perspectiva de trás.

A peça com $w_p=70\%$ (Figura 57) parece não ter grandes diferenças mecânicas em relação à geometria original, uma vez que resulta da remoção de material apenas nas zonas subutilizadas (destacadas em roxo/lilás na Figura 58a). Isto se justifica pela distribuição de tensões de Von Mises, apresentada na Figura 58c, que é muito similar àquela observada no componente original. Além dos aspectos supracitados, observa-se que as tensões mais elevadas (Figura 58d), destacadas em vermelho, ocorreram nas mesmas localidades em todas as três geometrias, a saber, na parte inferior da parede lateral do encaixe na viga e na parte superior da parede traseira (apoio superior). Assim sendo, espera-se que os modos de falha predominantes nos resultados experimentais ocorram nestas regiões, seja por rasgamento da parede traseira ou ruptura da parte inferior da parede lateral.

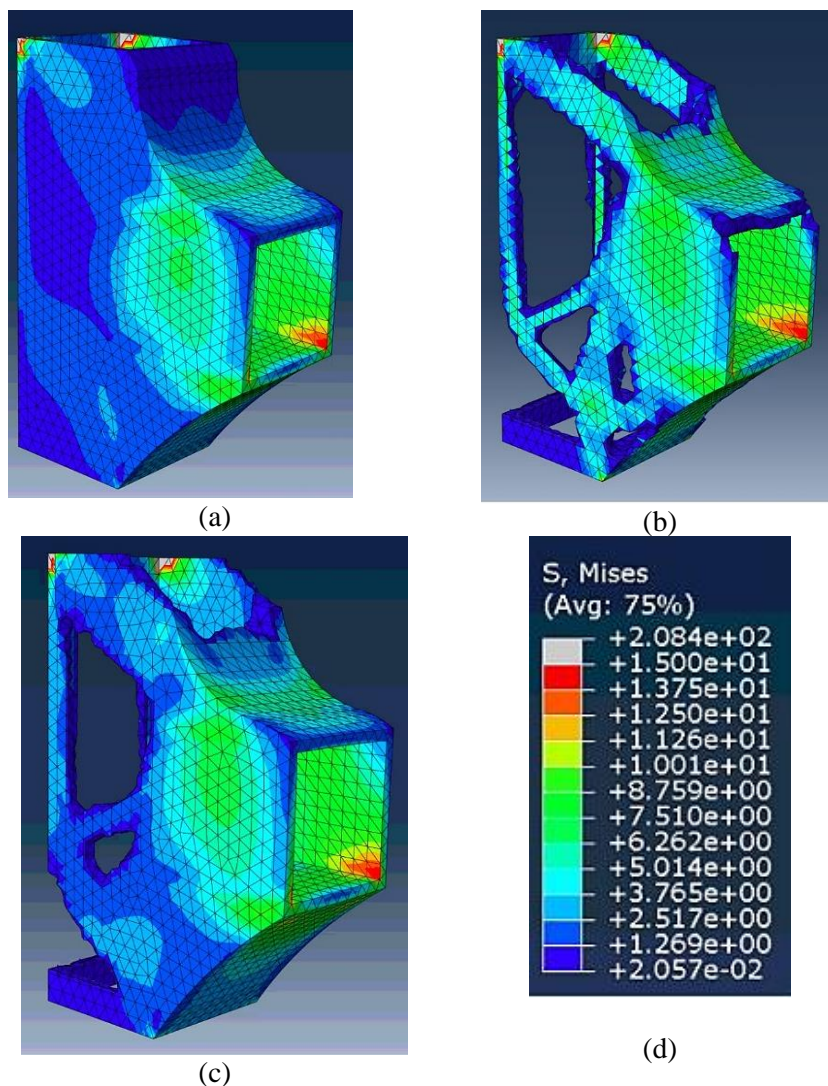


Figura 58. Distribuição de tensões obtidas no ABAQUS. (a) Na peça original; (b) Na peça com 50% de material; (c) Na peça com 70% de material; (d) Espectro de tensões.

5.2. Ensaios Momento-Rotação

5.2.1. Comportamento geral

Concluídos os ensaios, foram adotados os procedimentos de cálculo descritos na Seção 4.3.3 e obtidos os valores absolutos e normalizados de resistência e rigidez, além da energia absorvida até o pico. Nas Figuras 59, 60 e 61 são apresentadas as curvas momento-rotação das amostras do grupo OR (geometria cheia), NR (otimizada simples) e RF (otimizada reforçada), respectivamente.

Pode-se perceber pela Figura 59 que o comportamento de todos os CPs do grupo OR foi caracterizado por quatro etapas principais, a saber, fase linear elástica, fase plástica (colapso progressivo), ruptura (queda brusca) e fase residual. Na fase elástica, nota-se boa convergência entre os resultados, por outro lado, nas três fases posteriores houve grande dispersão, o que pode estar associado às particularidades de cada exemplar impresso. Os resultados dos corpos de prova 01 a 04 foram suprimidos dos gráficos e tabelas por conta de falhas ocorridas durante o ensaio.

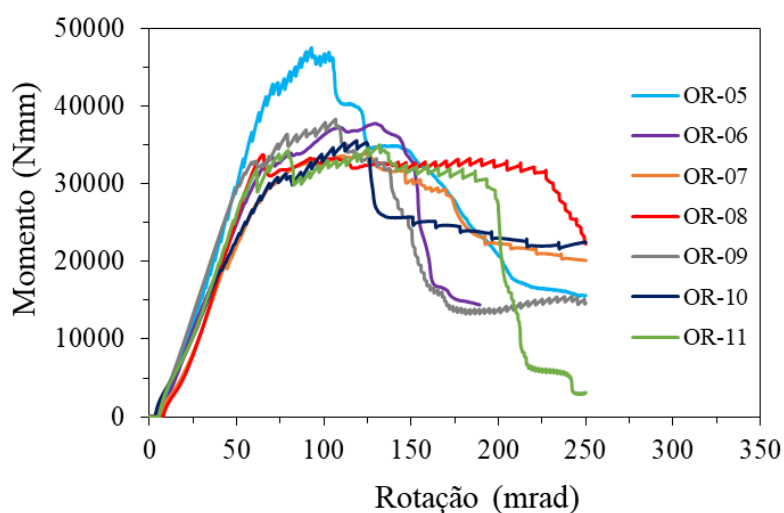


Figura 59. Curvas momento-rotação para os corpos de prova do grupo OR

Pela Figura 60, observa-se que o comportamento das amostras NR é bastante frágil, haja vista suas curvas caracterizadas por um trecho linear elástico seguido do colapso da amostra. No mais, não há parcela significativa de acomodação do setup, o que indica um ajuste geométrico bem sucedido (vide Anexo C). Percebe-se também que, apesar das curvas apresentarem todas o mesmo padrão de comportamento, há uma variabilidade grande nos valores de rotação máxima ($\varphi_{\text{máx}}$) e momento fletor resistente ($M_{\text{máx}}$).

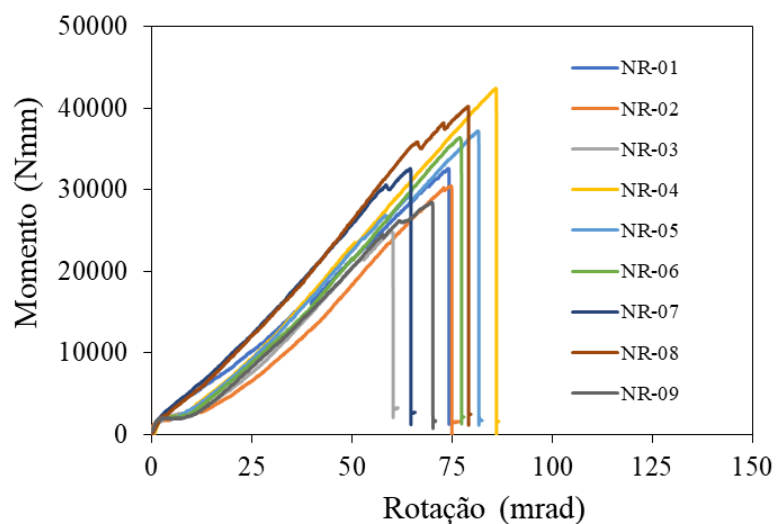


Figura 60. Curvas Momento-Rotação para os corpos de prova do grupo NR

A partir da Figura 61, nota-se que o comportamento das amostras do tipo RF é caracterizado por três fases, a saber, a fase inicial de solidarização, a linear elástica e a de colapso progressivo. No trecho inicial, a inclinação crescente pode ser decorrente da mobilização progressiva das fibras no componente, até que toda a mecha seja solicitada e seja iniciada a fase linear elástica. Passada esta fase, as fibras começam a romper e os danos começam a se acentuar ao longo da amostra, que passa a ter um regime residual decrescente.

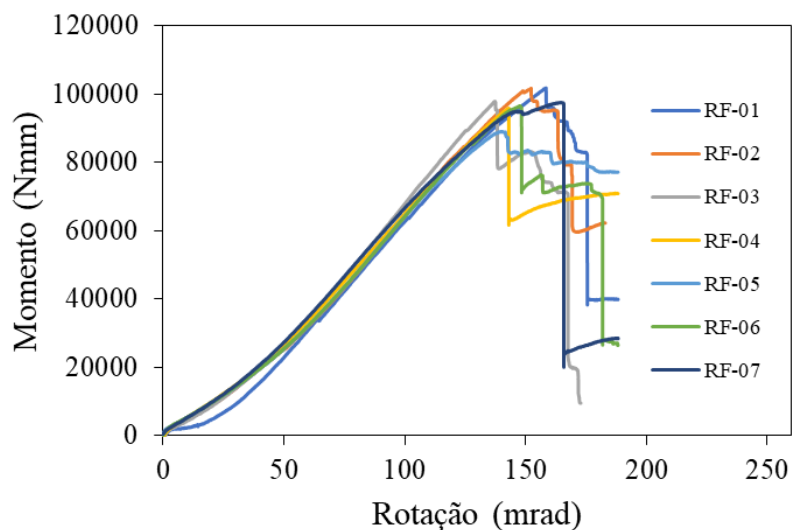


Figura 61. Curvas Momento-Rotação para os corpos de prova do grupo RF

Nas Tabelas 8, 9 e 10 é apresentado um resumo dos resultados para os grupos OR, NR e RF, respectivamente. Pela Tabela 8, constata-se que a resistência e a rigidez para o grupo OR foram de 37387 Nmm e 598 Nmm/mrad, respectivamente. Os valores normalizados, por sua vez, foram de 1008 Nmm/g e 16,2 Nmm/mrad.g. Se comparados aos valores observados no grupo NR (Tabela 9), nota-se que a otimização e ajuste da geometria juntos implicam num aumento de resistência e rigidez normalizadas, mesmo com valores absolutos correspondentes a 90,7% e 86,8%, respectivamente.

Tabela 8. Resumo dos resultados para os CPs do grupo OR

CP	M _{máx} (Nmm)	φ _{máx} (mrad)	K (Nmm/ mrad)	Massa (g)	M _η (Nmm/g)	K _η (Nmm/ mrad.g)	U (mJ)
OR-05	47506	250,0	704,9	39,287	1209	17,9	2379
OR-06	37749	189,4	568,8	37,383	1010	15,2	3261
OR-07	33893	250,0	528,1	36,022	941	14,7	2788
OR-08	33734	250,0	662,2	35,934	939	18,4	944
OR-09	38288	250,0	633,9	37,160	1030	17,1	2644
OR-10	35546	250,0	488,6	36,633	970	13,3	2664
OR-11	34994	250,0	600,7	36,588	956	16,4	3188
Média	37387	241,3	598,2	37,001	1008	16,2	2558
D.P.	4795	22,9	75,9	1,1	95,2	1,8	775
C.V.	12,8%	9,49%	12,7%	3,08%	9,44%	11,39%	30,3%

Para o grupo NR (Tabela 9), a resistência ficou em torno de 33894 Nmm, ao passo que nas amostras RF (Tabela 10) chegou-se a 97149 Nmm, que é um valor relativamente grande se considerado o tamanho da ligação. Tratando das rigidezes, os valores médios encontrados foram de, respectivamente, 519 Nmm/mrad e 796 Nmm/mrad. Conforme esperado, o uso de fibras localmente implicou em valores de resistência e rigidez absolutas muito maiores no grupo RF, cerca de 186% e 53%, respectivamente. Analisando os valores normalizados por unidade de massa, os respectivos ganhos vão para 155% e 36,5% na resistência (M_η) e rigidez (K_η). Os valores de ganhos semelhantes nas duas análises evidenciam que o incremento das propriedades mecânicas é decorrente, principalmente, do aumento da eficiência do componente e não do simples uso de mais material.

Tabela 9. Resumo dos resultados para os CPs do grupo NR

CP	M _{máx} (Nmm)	φ _{máx} (mrad)	K (Nmm/ mrad)	Massa (g)	M _η (Nmm/g)	K _η (Nmm/ mrad.g)	U (mJ)
NR-01	32575	74,3	450,9	29,421	1107	15,3	1195
NR-02	30448	76,8	512,7	29,409	1035	17,4	1009
NR-03	24851	61,5	510,7	29,257	849	17,5	672
NR-04	42426	86,7	555,3	29,679	1430	18,7	1702
NR-05	37165	82,5	495,4	29,848	1245	16,6	1449
NR-06	36382	78,0	542,2	30,024	1212	18,1	1274
NR-07	32575	65,8	529,2	29,523	1103	17,9	1072
NR-08	40187	79,7	579,4	29,819	1348	19,4	1619
NR-09	28433	70,9	498,2	29,597	961	16,8	954
Média	33893	75,1	519,3	29,619	1143	17,5	1216
D.P.	5659	8,0	37,7	0,2	184,7	1,2	332,7
C.V.	16,7%	10,64%	7,25%	0,83%	16,2%	6,9%	27,4%

Tabela 10. Resumo dos resultados para os CPs reforçados

CP	M _{máx} (Nmm)	φ _{máx} (mrad)	K (Nmm /mrad)	Massa (g)	M _η (Nmm/g)	K _η (Nmm/mrad.g)	U (mJ)
RF-01	101755	188,2	787,2	34,780	2926	22,6	7561
RF-02	101643	182,9	818,4	32,876	3092	24,9	7328
RF-03	97837	172,8	840,1	32,777	2985	25,6	6097
RF-04	95822	188,2	778,7	32,928	2910	23,6	6468
RF-05	88994	188,2	785,2	32,895	2705	23,9	5968
RF-06	96494	188,2	793,6	33,266	2901	23,9	6774
RF-07	97501	188,3	771,7	33,461	2914	23,1	8625
Média	97149	185,3	796,4	33,3	2919	23,9	6975
D.P.	4295	5,8	24,3	0,7	115,7	1,0	937,4
C.V.	4,42%	3,15%	3,05%	2,11%	3,96%	4,29%	13,44%

Outro aspecto válido de mencionar é o grande aumento da capacidade de absorção de energia até o pico (U) do grupo RF em relação ao NR. Nas amostras NR a energia absorvida média foi de 1216mJ (inferior ao grupo OR), ao passo que nas do grupo RF o valor foi de 6975mJ, o que configura um aumento de quase seis vezes. Ainda assim, esse aumento está subestimado, visto que a energia absorvida calculada corresponde ao trecho até o pico de carga. Desta forma, verifica-se mais uma vez a eficácia do padrão de reforço adotado, já que a diferença de energia absorvida entre os grupos é exclusivamente decorrente da mobilização das fibras. Ainda pelas Tabelas 9 e 10, percebe-se que o grupo RF apresentou uma uniformidade de resultados significativamente maior do que as amostras NR e OR. Isto se traduz estatisticamente por seus coeficientes de variação (C.V.) inferiores para a resistência, rigidez e capacidade de absorção de energia, mesmo com um número de amostras menor. De posse disto, é razoável afirmar que a utilização do reforço também colabora para o aumento da previsibilidade do comportamento dos componentes.

Nesse momento, vale fazer um breve comparativo entre as três geometrias avaliadas neste trabalho. A Figura 62, a seguir, mostra um comparativo das curvas momento-rotação características para os três grupos, onde fica evidente a superioridade de desempenho dos componentes RF (vermelho), tanto no quesito rigidez quanto resistência. Por outro lado, as amostras do grupo NR (azul) tiveram uma resistência muito similar às amostras “cheias”, com defasagem no aspecto da ductilidade e rigidez.

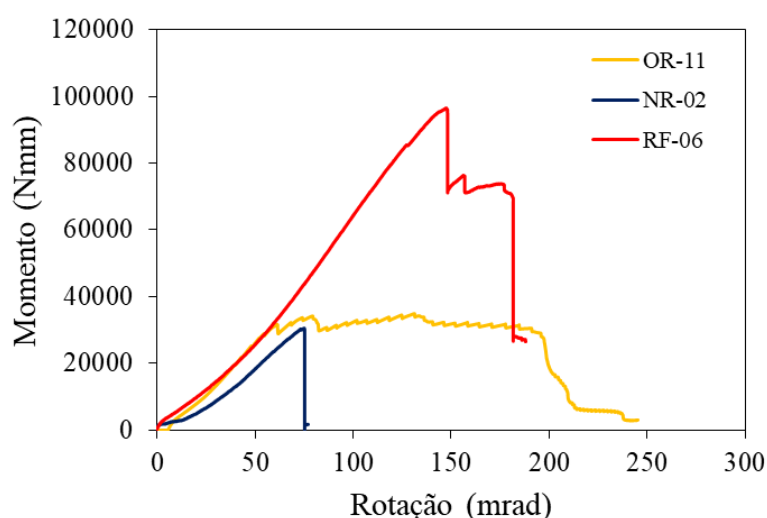


Figura 62. Comparativo de CPs representativos de cada grupo

Todavia, se comparados os valores normalizados por unidade de massa, dispostos na Tabela 11, nota-se o aumento de eficiência nas amostras do grupo NR em relação às OR, a saber, 8% e 13,4% para rigidez e resistência, respectivamente. No grupo RF esses ganhos foram ainda mais pronunciados e correspondem à 47,5% e 189,6% para rigidez e resistência.

Tabela 11. Resumo comparativo dos três principais grupos deste estudo

Grupo	$K\eta$ (Nmm/mrad . g)	$M\eta$ (Nmm/g)
OR	16,2 (100%)	1008,0 (100%)
NR	17,5 (108%)	1143,3 (113,4%)
RF	23,9 (147,5%)	2918,9 (289,6%)

Como último aspecto desta discussão, será apresentado um comparativo entre rigidez e resistência encontrados neste trabalho em relação a outros estudos da literatura. Vale destacar que todos os componentes de ligação selecionados (Tabela 12) nesta etapa conectam perfis pultrudados tubulares retangulares ou quadrados. No entanto, para balizar este comparativo, todos os valores de rigidez e resistência serão divididos pelo momento de inércia geométrico do respectivo perfil conectado.

Tabela 12. Resumo dos componentes de ligação comparados

Trabalho	Componente	Material	Perfil conectado
Atual	RF	ABS + Fibra de vidro	Tubular quadrado 1"x1"x1/8"
Martins 2017	F4	Aço	Tubular quadrado 120x120x10 (mm)
	F2S	Aço	
Singamsethi 2005	Cuff no5	GFRP	Tubular retangular 100x3,2 e 50x6,4 (mm)
Azevedo 2016	Tipo W	Aço	Tubular quadrado 120x120x10 (mm)
	Tipo F	Aço	

Pela Figura 63 percebe-se que a maior rigidez normalizada foi obtida por Singamsethi et al. [13], com um valor aproximadamente três vezes maior que o encontrado neste trabalho. Destaca-se também a grande convergência entre os resultados de Martins [15] e Azevedo [12], o que é coerente com o fato de que ambos adotaram perfis com a mesma seção transversal e componentes em aço.

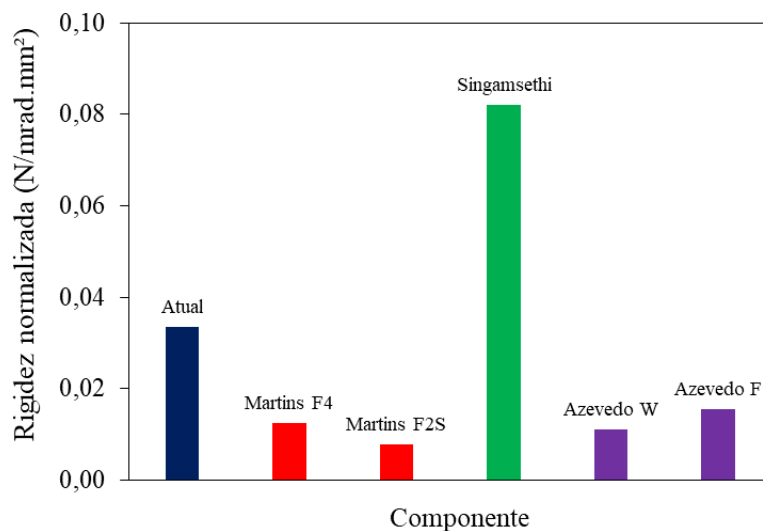


Figura 63. Rigidez normalizada comparada entre autores

Na Figura 64 nota-se que a maior resistência normalizada foi obtida para o componente RF deste trabalho, seguido da ligação cuff proposta por Singamsethi. Particularmente neste caso, os componentes propostos por Azevedo apresentaram melhores resultados do que os de Martins. Isso pode ser decorrente dos espaçamentos e_1 adotados nos trabalhos, haja vista que ambos exibiram modos de falha associados ao arrancamento. No mais, pode-se destacar que, tanto para rigidez quanto para resistência normalizadas, os resultados mais otimistas foram obtidos para os componentes de ligação sem presença de parafusos (RF e Cuff no5), o que pode ser mais um indicador da menor eficiência do uso de parafusos na conexão de perfis pultrudados.

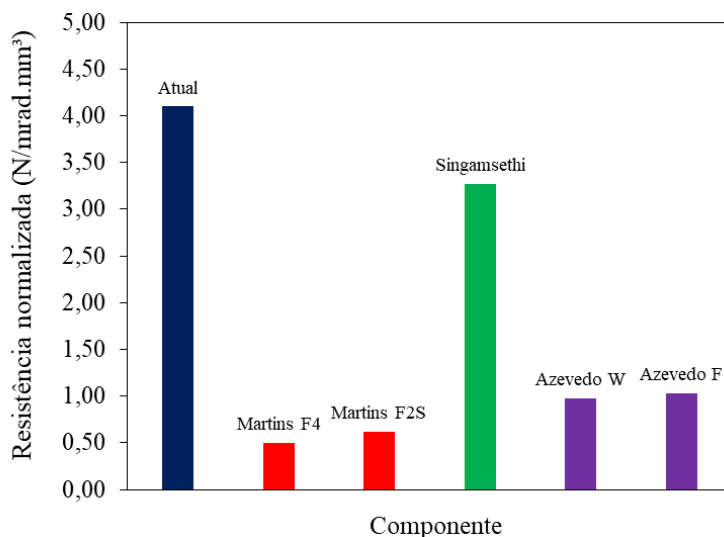


Figura 64. Resistência normalizada comparada entre autores

5.2.2. Correlação Digital de Imagem (DIC)

Tratando dos resultados do DIC, a Figura 65a apresenta a distribuição dos “*Major Stress Vectors*” para uma amostra NR, onde nota-se a coincidência entre as direções dos vetores e as regiões de reforço definidas, sobretudo para o caminho principal do reforço. Além disso, há alguns pontos onde os vetores apresentam certa perturbação (setas amarelas) e, em parte dos casos, se localizam próximos aos pontos nodais do modelo de treliça definido na Seção 4.3.2 (vide Figura65b).

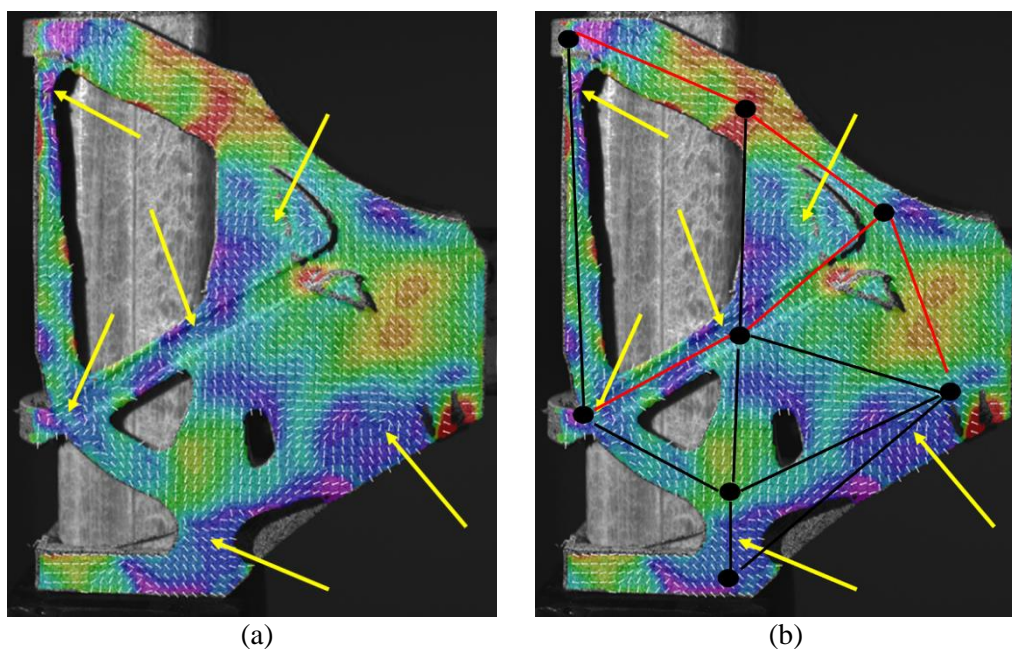


Figura 65. (a) Imagem dos "Principal Stress Vectors" obtida por DIC para o CP-NR-06 (b) sobreposição do modelo de treliça

Nas Figuras 66a e 66b, por outro lado, tem-se a representação do campo de deformações principal maior (strain ϵ_1) num mapa de cores, onde a tonalidade roxa/lilás indica deformação nula ou negativa e tons mais próximos ao vermelho indicam deformações mais elevadas. Pela Figura 66a, percebe-se claramente que as regiões com maiores deformações ϵ_1 (mais tracionadas) no exemplar não reforçado coincidem bastante com o caminho proposto para o reforço. No mais, há apreciável concordância com o modelo de treliça idealizado na Seção 4.3.2 no que tange o tipo de solicitação (tração ou compressão). Isto se evidencia pelas regiões roxas/lilás (majoritariamente comprimidas), que se concentram em trechos cujas solicitações previstas seriam de compressão de acordo com o modelo. Já na Figura 66b, está exposta uma amostra reforçada e nota-se que as maiores deformações aparecem na vizinhança das fibras, o que faz sentido tendo em vista a maior capacidade de deformação do ABS em relação à fibra associado à forte restrição de deslocamentos aplicada pelas fibras.

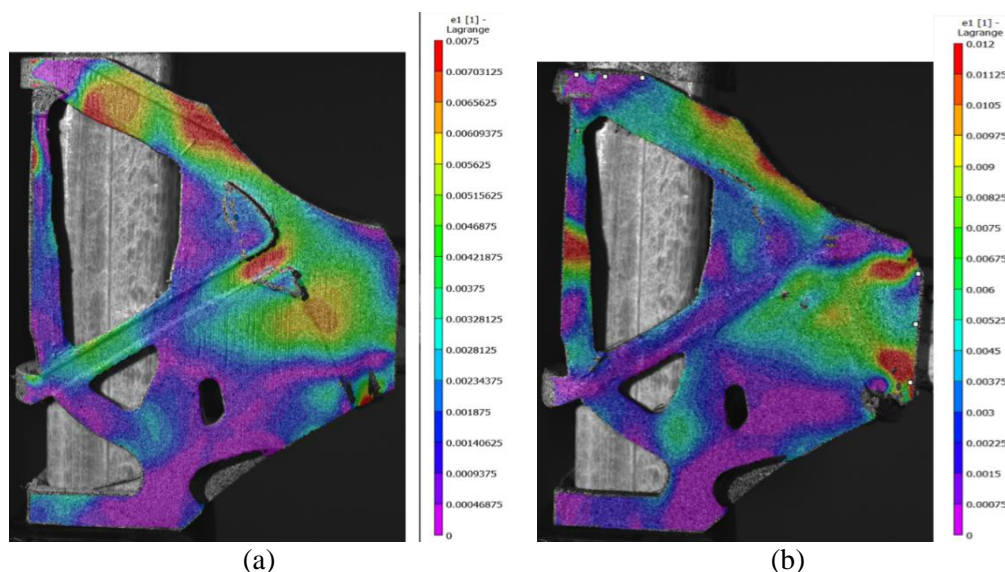


Figura 66. Representação de cores do mapa de Strain ϵ_1 imediatamente antes da falha. (a) CP sem fibra; (b) CP com fibras.

Nas Figuras 67a e 67b, apresentadas a seguir, tem-se o campo de deformações ϵ_1 para um CP do grupo NR (à esquerda) e outro do grupo RF (à direita), sob o mesmo nível de carregamento. Observa-se que as fibras implicam numa redução significativa do nível de deformações no componente, visto que há grande parte em tons lilás/azul escuro. No mais, as fibras causaram um “desvio” de deformações, uma vez que o percurso por onde a fibra passa é caracterizado por diminuições localizadas de deformações.

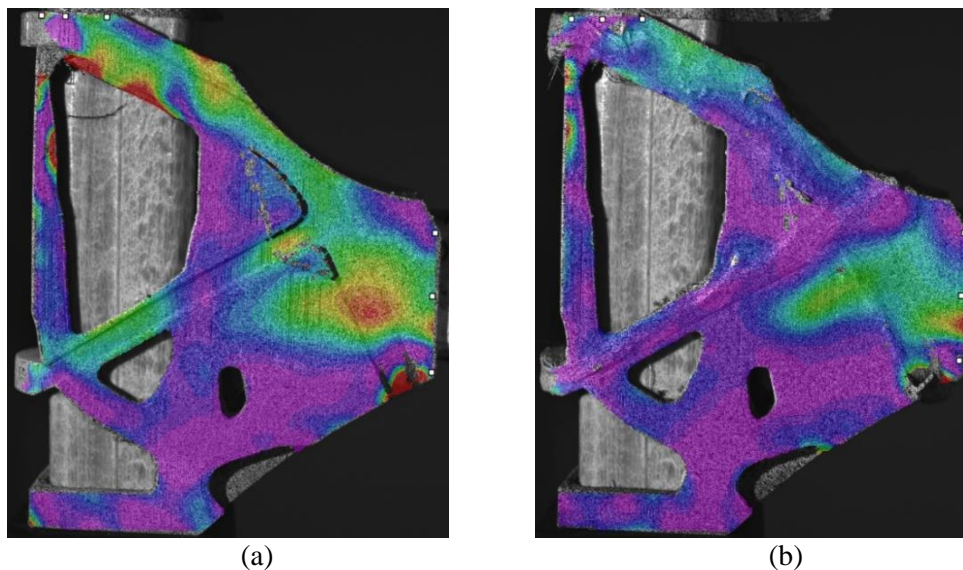


Figura 67. Comparativo de corpos de prova reforçado e não-reforçado sob o mesmo nível de carregamento. (a) CP-NR-07; (b) CP-RF-06

5.2.3. Modos de falha

No que diz respeito aos modos de falha observados nos ensaios, as Figuras 68, 69 e 70 apresentam o padrão de ruptura mais recorrente nos grupos OR, NR e RF, respectivamente. Pela Figura 68, percebe-se que os corpos de prova do grupo OR tiveram uma falha caracterizada pela tendência de arrancamento do enrijecedor inferior do componente, com uma fissura iniciada na proximidade do contato com a viga, na região entre camadas.

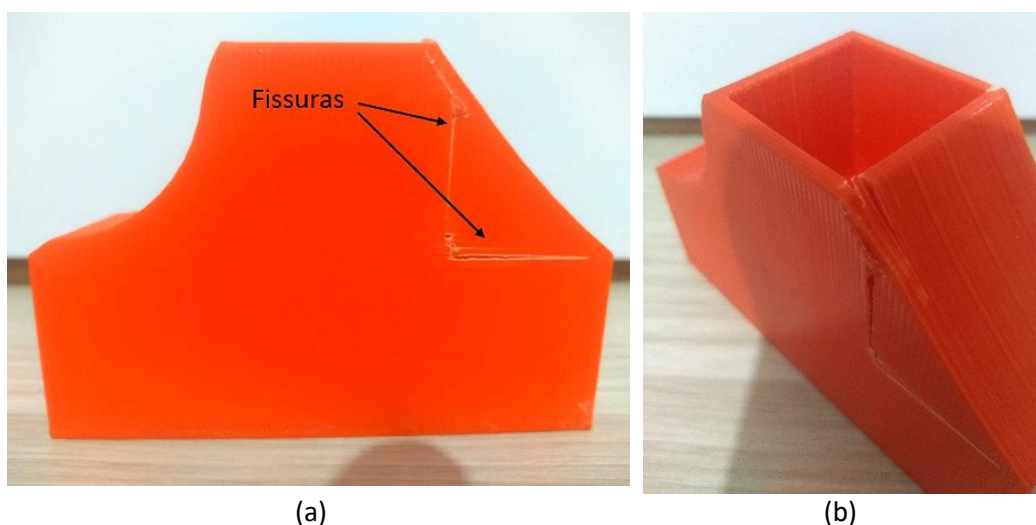


Figura 68. Modo de falha típico dos corpos de prova do grupo OR. (a) Vista lateral. (b) Perspectiva

Pela Figura 69, nota-se que a falha dos CPs do grupo NR se deu entre camadas de impressão na parte superior traseira da amostra (seta amarela superior), decorrente, muito provavelmente, das tensões de cisalhamento e tração atuantes na região. Além disso, a falha foi marcada pelo arrancamento do arco inferior das peças, indicado pela seta amarela inferior na Figura 69. Esse modo de falha justifica o comportamento frágil e com grande variabilidade observado nas curvas momento-rotação, uma vez que as propriedades entre camadas são difíceis de controlar no processo de manufatura aditiva.

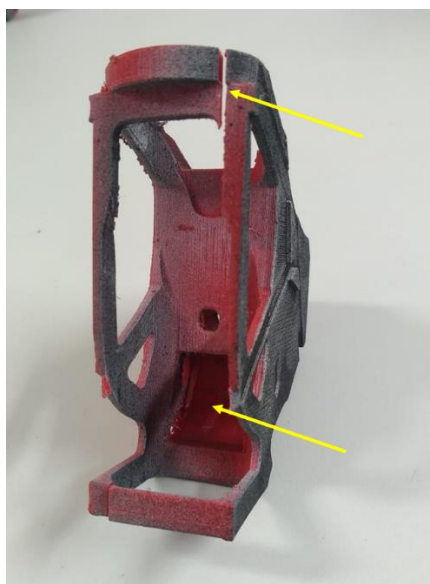
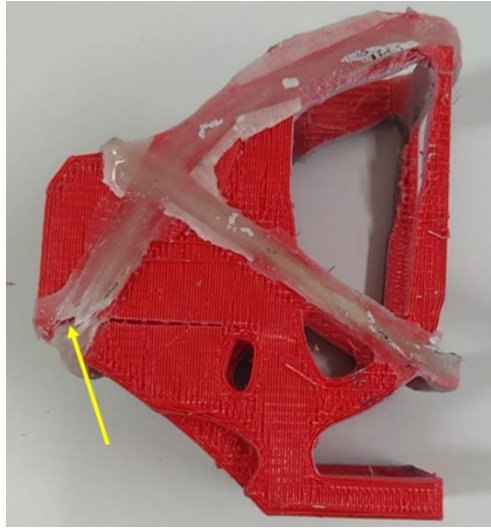


Figura 69. Modo de falha típico dos corpos de prova do grupo NR

Já as amostras do grupo RF exibiram um modo de falha caracterizado por duas etapas fundamentais. Num primeiro momento, as fibras responsáveis por fazer o “cintamento” da parte inferior da ligação começam a se romper e os danos progridem na parte impressa, conforme Figura 70a. Posteriormente, o enrijecedor superior sofre um “*splitting*” devido às tensões de tração mobilizadas transversalmente à força de contato com a viga, vide Figura 70b. Depois disso, inicia-se a fase puramente residual, caracterizada pela abertura progressiva desta falha. Com isso, justifica-se a certa ductilidade encontrada nos CPs e verifica-se o adequado funcionamento das fibras na restrição ao modo de falha frágil e precoce encontrado no grupo NR.



(a)



(b)

Figura 70. Modo de falha típico do grupo RF. (a) Vista lateral. (b) Vista superior

6. Conclusão

Ao longo deste trabalho, buscou-se expor o processo envolvido no desenvolvimento de uma ligação não convencional viga-coluna entre perfis pultrudados. Para isso, o trabalho incorporou uma revisão do estado da arte no que se refere às ligações entre perfis pultrudados, identificando suas lacunas, além de uma sucinta exposição de pesquisas relacionadas à manufatura aditiva de componentes otimizados. Um simples modelo numérico foi executado no ABAQUS/CAE para viabilizar a otimização topológica de um componente de ligação proposto, permitindo estabelecer as seguintes conclusões:

- Mesmo com uma elevada razão de redução de volume, as tensões atuantes no componente não foram significativamente incrementadas. Isso porque o modelo não tem singularidades.
- As regiões mais solicitadas dos componentes otimizados e não otimizados estão localizadas na parte inferior em contato com a viga e na parte superior traseira em contato com a coluna. Com isso, tem-se duas regiões mais predispostas a falha durante os testes.
- A otimização promove ganhos de eficiência no componente, confirmados pelos incrementos de rigidez por unidade de massa nos testes de validação.

Uma campanha experimental também foi realizada para comparação de três grupos de componentes, nomeadamente, OR (amostras cheias), NR (otimizada simples) e RF (otimizada reforçada). No caso, foram executados ensaios momento-rotação para avaliação do comportamento das ligações, possibilitando concluir que:

- A otimização e o ajuste de geometria juntos promoveram ganhos de, respectivamente, 8% e 13,4% em rigidez e resistência por unidade de massa.
- A comparação do grupo NR com RF evidencia que a aplicação de reforço com fibras apenas nos trechos mais tracionados da ligação tem efeito benéfico tanto na rigidez quanto na resistência. Isso se manifestou por ganhos de resistência e rigidez da ordem de 186% e 53%, além do aumento de quase seis vezes na capacidade de absorção de energia até o pico.
- Houve aumento da previsibilidade do comportamento dos componentes quando reforçado com fibras, manifestados pelos menores valores de coeficiente de variação. Além disso, notou-se uma fase residual pós-pico apreciável nas amostras RF.
- A comparação dos resultados normalizados deste estudo com outros trabalhos da literatura mostrou uma maior eficiência dos componentes não parafusados, sobretudo, em termos de resistência.

Desta forma, pode-se concluir que o uso da manufatura aditiva no desenvolvimento de ligações não convencionais entre viga e coluna acompanhado do uso de reforço com fibras contínuas se mostrou promissor. Contudo, para futuras pesquisas, deve-se destacar que o estudo contemplou apenas ensaios em pequena escala e, para verificar sua real aplicabilidade, é fundamental a realização de ensaios em maior escala. Outro aspecto importante de ser discutido diz respeito à aplicação de outras técnicas de manufatura aditiva, que não FDM, para prototipagem destes conectores. Além disso, temas como envelhecimento e fabricação de componentes a partir de material reciclado se mostram interessantes.

7. Referências Bibliográficas

- [1] S. Li, Y. Xin, Y. Yu, and Y. Wang, “*Design for additive manufacturing from a force-flow perspective*,” *Mater. Des.*, vol. 204, 2021.
- [2] A. D. Valino, J. R. C. Dizon, A. H. Espera, Q. Chen, J. Messman, and R. C. Advincula, “*Advances in 3D printing of thermoplastic polymer composites and nanocomposites*,” *Prog. Polym. Sci.*, vol. 98, p. 101162, 2019.
- [3] J. W. Stansbury and M. J. Idacavage, “*3D printing with polymers: Challenges among expanding options and opportunities*,” *Dent. Mater.*, vol. 32, no. 1, pp. 54–64, 2016.
- [4] J. Cantrell et al., “*Experimental Characterization of the Mechanical Properties of 3D-Printed ABS and Polycarbonate Parts*” *Proc. 2016 Annu. Conf. Exp. Appl. Mech.*, pp. 89–105, 2017.
- [5] B. Rankouhi, S. Javadpour, F. Delfanian, and T. Letcher, “*Failure Analysis and Mechanical Characterization of 3D Printed ABS With Respect to Layer Thickness and Orientation*,” *J. Fail. Anal. Prev.*, vol. 16, no. 3, pp. 467–481, 2016.
- [6] E. Hietikko, “*Design for Additive Manufacturing – DFAM*” *The International Journal of Engineering And Science*, pp. 14–19, 2014.
- [7] “Carbon 3D-Estudo de caso_Adidas Futurecraft 4D.” disponível em <https://www.carbon3d.com/resources/adidas/>.
- [8] “Bugatti-Estudo de caso_pinça de freio.” disponível em <https://www.bugatti.com/media/news/2018/world-premiere-brake-caliper-from-3-d-printer/>.
- [9] “Estudo de caso_edifício da prefeitura de Dubai.” disponível em <https://www.apis-cor.com/dubai-project>.
- [10] “NASA-Estudo de caso de peças de motor impressas.” disponível em <https://www.nasa.gov/centers/marshall/news/releases/2020/3d-printed-rocket-engine-parts-survive-23-hot-fire-tests.html>.
- [11] J. T. Mottram and Y. Zheng, “*State-of-the-art review on the design of beam-to-column connections for pultruded frames*,” *Compos. Struct.*, vol. 35, no. 4, pp. 387–401, 1996.
- [12] J. P. S. V. S. de Azevedo, “*Contributo para o desenvolvimento de um sistema inovador de ligação entre perfis de compósito de GFRP*,” Instituto Superior Técnico Lisboa: Dissertação de mestrado, 2016.

- [13] S. K. Singamsethi, J. M. LaFave, and K. D. Hjelmstad, "Fabrication and Testing of Cuff Connections for GFRP Box Sections," *J. Compos. Constr.*, vol. 9, no. 6, pp. 536–544, 2005.
- [14] S. J. Smith, I. D. Parsons, and K. D. Hjelmstad, "An experimental study of the behavior of connections for pultruded GFRP I-beams and rectangular tubes," *Compos. Struct.*, vol. 42, no. 3, pp. 281–290, 1998.
- [15] D. Martins, M. Proença, J. R. Correia, J. Gonilha, M. Arruda, and N. Silvestre, "Development of a novel beam-to-column connection system for pultruded GFRP tubular profiles," *Compos. Struct.*, vol. 171, pp. 263–276, 2017.
- [16] D. Systèmes, "ABAQUS/CAE" software, 2021
- [17] Fiberline Composites, "Fiberline Design Manual," *Composites*, no. May, pp. 1–326, 2003.
- [18] L. Feo, G. Marra, and A. S. Mosallam, "Stress analysis of multi-bolted joints for FRP pultruded composite structures," *Compos. Struct.*, vol. 94, no. 12, pp. 3769–3780, 2012.
- [19] R. Prabhakaran, Z. Razzaq, and S. Devara, "Load and resistance factor design (LRFD) approach for bolted joints in pultruded composites," *Compos. Part B Eng.*, vol. 27, no. 3–4, pp. 351–360, 1996.
- [20] A. M. Girão Coelho, J. T. Mottram, and K. A. Harries, "Bolted connections of pultruded GFRP: Implications of geometric characteristics on net section failure," *Compos. Struct.*, vol. 131, pp. 878–884, 2015.
- [21] G. J. Turvey and A. Sana, "Pultruded GFRP double-lap single-bolt tension joints – Temperature effects on mean and characteristic failure stresses and knock-down factors," *Compos. Struct.*, vol. 153, pp. 624–631, 2016.
- [22] S. F. M. Abd-El-Naby and L. Hollaway, "The experimental behaviour of bolted joints in pultruded glass/ polyester material. Part 2: Two-bolt joints," *Composites*, vol. 24, no. 7, pp. 539–546, 1993.
- [23] S. Ramakrishna, H. Hamada, and M. Nishiwaki, "Bolted joints of pultruded sandwich composite laminates," *Compos. Struct.*, vol. 32, no. 1–4, pp. 227–235, 1995.
- [24] R. M. Hizam, A. C. Manalo, W. Karunasena, and Y. Bai, "Effect of bolt threads on the double lap joint strength of pultruded fibre reinforced polymer composite materials," *Constr. Build. Mater.*, vol. 181, pp. 185–198, 2018.
- [25] N. S. Matharu and J. T. Mottram, "Plain and threaded bearing strengths for the design of bolted connections with pultruded FRP material," *Eng. Struct.*, vol. 152, pp. 878–887, 2017.
- [26] C. Cooper and G. J. Turvey, "Effects of joint geometry and bolt torque

- on the structural performance of single bolt tension joints in pultruded GRP sheet material,” *Compos. Struct.*, vol. 32, no. 1–4, pp. 217–226, 1995.
- [27] G. J. Turvey and X. Cerutti, “Flexural behaviour of pultruded glass fibre reinforced polymer composite beams with bolted splice joints,” *Compos. Struct.*, vol. 119, pp. 543–550, 2015.
 - [28] G. J. Turvey and X. Cerutti, “Effects of splice joint geometry and bolt torque on the serviceability response of pultruded glass fibre reinforced polymer composite beams,” *Compos. Struct.*, vol. 131, pp. 490–500, 2015.
 - [29] A. M. Girão Coelho and J. T. Mottram, “A review of the behaviour and analysis of bolted connections and joints in pultruded fibre reinforced polymers,” *Mater. Des.*, vol. 74, pp. 86–107, 2015.
 - [30] D. Martins, J. Gonilha, J. R. Correia, and N. Silvestre, “Monotonic and cyclic behaviour of a stainless steel cuff system for beam-to-column connections between pultruded I-section GFRP profiles,” *Eng. Struct.*, vol. 249, no. June, pp. 19–29, 2021.
 - [31] Autodesk, “Topology optimization is not generative design,” 2020. disponível em <https://www.autodesk.com/products/fusion-360/blog/topology-optimization-is-not-generative-design/>.
 - [32] D. Vlah, R. Žavbi, and N. Vukašinović, “Evaluation of topology optimization and generative design tools as support for conceptual design,” *Proc. Des. Soc. Des. Conf.*, vol. 1, pp. 451–460, 2020.
 - [33] M. P. Bendsøe and O. Sigmund, *Topology Optimization ebook*. Springer, 2nd Edition, 2004.
 - [34] “ABAQUS-MIT_Topology Optimization.” disponível em <https://abaqus-docs.mit.edu/2017/English/TsoUserMap/tso-c-user-TopOpt-GenInf.htm>.
 - [35] “ABAQUS-MIT_About Structural Optimization.” disponível em <https://abaqus-docs.mit.edu/2017/English/SIMACAEANLRefMap/simaanl-c-optover.htm#simaanl-c-optover-topo>.
 - [36] N. Li *et al.*, “Path-designed 3D printing for topological optimized continuous carbon fibre reinforced composite structures,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 182, no. July 2019, p. 107612, 2020.
 - [37] M. M. A. a and K. D. TSAVDARIDISb, “Optimised 3D-Printed Metallic Node-Connections for Reticulates Structures,” 2019.
 - [38] N. Li *et al.*, “Path-designed 3D printing for topological optimized continuous carbon fibre reinforced composite structures,” *Composites Part B: Engineering*, vol. 182. 2020.
 - [39] Y. Chen and L. Ye, “Topological design for 3D-printing of carbon fibre reinforced composite structural parts,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 204, no. December 2020, p. 108644, 2021.

- [40] E. I. Avgoulas and M. P. F. Sutcliffe, "A review of natural joint systems and numerical investigation of bio-inspired GFRP-to-steel joints," *Materials (Basel)*, vol. 9, no. 7, 2016.
- [41] Autodesk, "Inventor" software, 2021.
- [42] N. Bakhtiary *et al.*, "A new approach for sizing, shape and topology optimization," *SAE Tech. Pap.*, 1996.
- [43] Zmorph, "Voxelizer 2.0" software, 2018.
- [44] Prusa, "PrusaSlicer", software, 2021 .
- [45] ASTM D638, "Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics 1," ASTM International, no. January 2004, pp. 1–15, 2006.
- [46] S. Yusheng *et al.*, "Polymer materials for additive manufacturing-powder materials," *Mater. Addit. Manuf.*, pp. 9–189, 2021.
- [47] M. Singh and R. Singh, "Twin Screw Extrusion for Recycling of Thermoplastics," *Ref. Modul. Mater. Sci. Mater. Eng.*, 2020.
- [48] J. Wagner, E. Mount, and H. Giles, "Processing Recommendations for Various Resin Systems," in *Extrusion*, 2014.
- [49] Correlated Solutions, "VIC-3D", software.
- [50] A. Banbury, D. W. Kelly, and L. K. Jain, "A study of fastener pull-through failure of composite laminates. Part 2: Failure prediction," *Compos. Struct.*, vol. 45, no. 4, pp. 255–270, 1999.
- [51] R. M. Hizam, A. C. Manalo, W. Karunasena, and Y. Bai, "Behaviour of pultruded GFRP truss system connected using through-bolt with mechanical insert," *Compos. Part B Eng.*, vol. 168, pp. 44–57, 2019.
- [52] N. D. Hai and H. Mutsuyoshi, "Structural behavior of double-lap joints of steel splice plates bolted/bonded to pultruded hybrid CFRP/GFRP laminates," *Constr. Build. Mater.*, vol. 30, pp. 347–359, 2012.
- [53] CNR DT 205/2007 - A. Grimaldi, "Guide for the Design and Construction of Structures made of FRP Pultruded Elements", 2007.
- [54] L. C. Bank, A. S. Mosallam, and G. T. McCoy, "Design and performance of connections for pultruded frame structures," *J. Reinf. Plast. Compos.*, vol. 13, no. 3, 1994.
- [55] G. J. Turvey and C. Cooper, "Semi-rigid column-base connections in pultruded GRP frame structures," *Comput. Struct.*, vol. 76, no. 1, pp. 77–88, 2000.

ANEXOS

ANEXO A – Ligações parafusadas entre perfis pultrudados

Modos de falha

Para uma plena compreensão do comportamento das ligações parafusadas em perfis pultrudados, é fundamental o conhecimento dos seus distintos modos de falha. Neste aspecto, vale destacar que elas podem se manifestar na vizinhança dos furos ou em alguma zona de fraqueza do perfil (e.g. junção alma-mesa). Com relação às falhas associadas à região dos furos, seis principais tipos podem ser identificados: 1) Ruptura da seção líquida; 2) Arrancamento do parafuso; 3) Esmagamento no perfil; 4) Cisalhamento do parafuso; 5) Clivagem e 6) Punção. Na Figura A1, é apresentado um esquemático de falha na seção líquida, onde percebe-se a presença de fissuras perpendicularmente à direção solicitada. Isto se deve ao fato de que, nestes casos, a força transmitida pelos parafusos promove tensões normais de tração superiores à resistência do material e, assim, há a bipartição do perfil. Tipicamente, essa falha se manifesta em ligações transversais (solicitadas perpendicularmente às fibras) ou naquelas em que a razão $\sum d_f/w$ é mais próxima de 1, ou seja, o somatório dos diâmetros dos furos é próximo à largura do perfil [18], [26], [29].

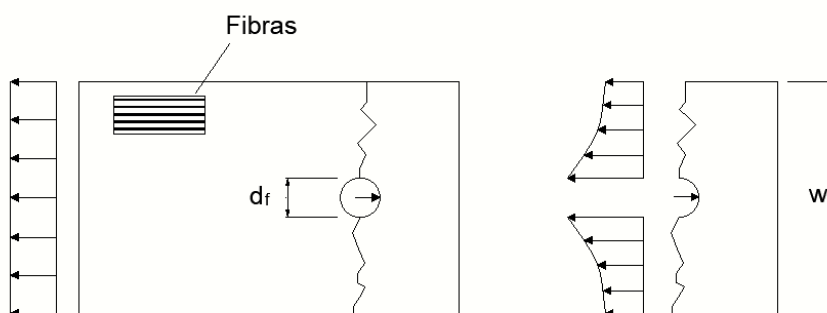


Figura A1. Esquemático de falha na seção líquida.

Um segundo modo de falha, ilustrado na Figura A2, é o arrancamento do parafuso, caracterizado pelo surgimento de fissuras longitudinais junto às bordas dos furos e o subsequente deslizamento do bloco de GFRP (“*Glass Fibre Reinforced Polymer*”, em português, polímero reforçado com fibra de vidro) adjacente. Em geral, esta falha está associada a ligações cujas distâncias furo-borda são pequenas na direção paralela à solicitação. No caso, a ruptura é decorrente das tensões cisalhantes mobilizadas na direção de carregamento, que são máximas na vizinhança do furo e decrescem até se anularem nas bordas do perfil. Neste contexto, vale destacar que este modo de falha implica numa subutilização dos perfis, haja vista que a ruptura ocorre quando o nível de tensões normais de tração nas fibras ainda é relativamente baixo [18], [26], [29].

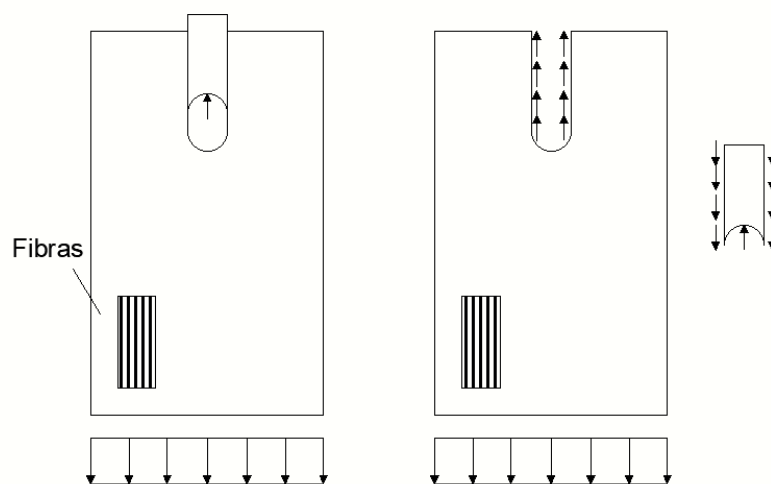


Figura A2. Esquemático de falha por arrancamento do parafuso.

Outro modo de falha possível é o esmagamento no perfil (Figura A3), que é comumente observado em ligações com distâncias furo-borda muito grandes ao longo da direção de solicitação e razões $\sum d_f/w$ suficientemente baixas. A falha propriamente dita é marcada pela ruptura e enrugamento na região de contato do parafuso com o perfil, fazendo com que a capacidade de carga dependa da resistência de pino do material (“*bearing strength*”). Um aspecto interessante deste modo de falha é o fato de ser bastante mais “dúctil” que os demais, visto que as tensões mobilizadas diminuem à medida em que o dano progride ao longo do perfil [18], [26], [29].

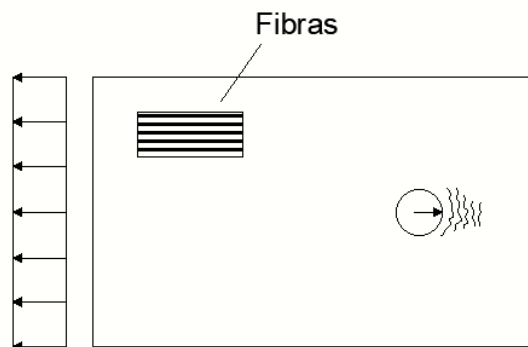


Figura A3. Esquemático de falha por esmagamento no perfil.

Na Figura A4 está apresentado um modo de falha incomum em ligações parafusadas entre pultrudados, o cisalhamento/corte do parafuso. Neste caso, o colapso decorre das tensões cisalhantes atuantes no parafuso e é caracterizado pelo escoamento e subsequente corte do mesmo. No entanto, para que isso ocorra, estas tensões devem superar a resistência do parafuso utilizado, o que está tipicamente associado ao uso de material muito resistente no perfil, espaçamentos assaz grandes e razão entre seção líquida e seção bruta próxima a 1 [18], [26].

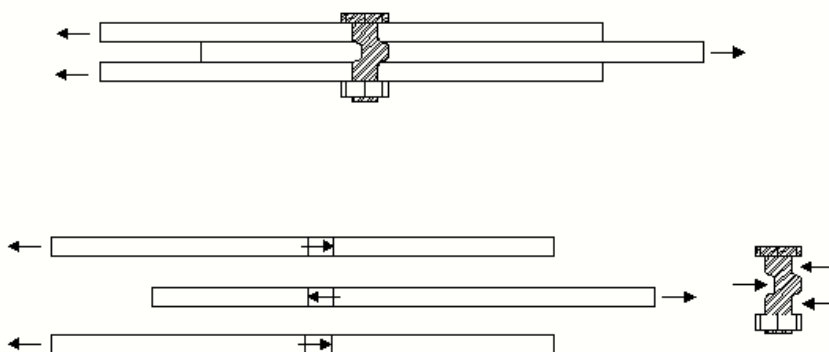


Figura A4. Esquemático de falha por cisalhamento do parafuso.

A falha por clivagem, ilustrada na Figura A5, é bastante particular, pois é a única caracterizada por uma ruptura em duas etapas. Em um primeiro momento, devido às tensões de tração mobilizadas transversalmente, há o surgimento de uma fissura longitudinal alinhada com o centro do furo (Figura A5 à esquerda). Com isto, ocorre a separação de parte do perfil em duas partes (“*splitting*”), que passam a funcionar como “vigas engastadas” e, conseqüentemente, promovem tensões de tração adicionais.

Assim, inicia-se a segunda fase de ruptura, marcada pela propagação de uma fissura transversal ao longo da seção líquida (Figura A5 à direita). Importante destacar que a clivagem é mais recorrente em pultrudados cuja razão de fibras na direção axial é muito alta, pois estão associados à baixas resistências transversais. [18], [26]

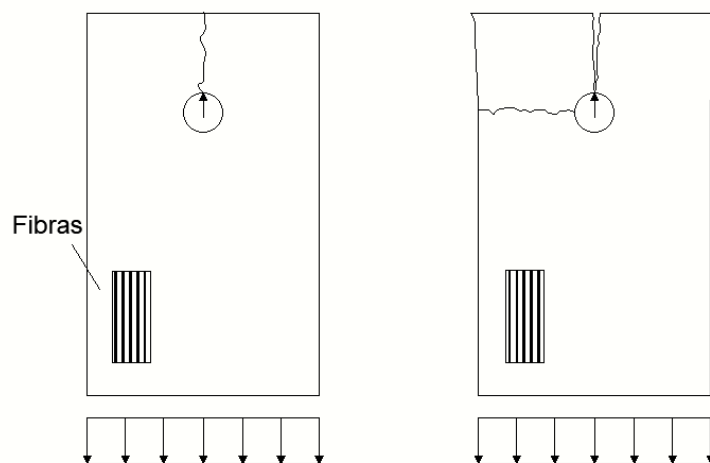


Figura A5. Esquemático de falha por clivagem.

Por último, tem-se a falha por punção, ilustrada na Figura A6, e caracterizada pelo arrancamento do parafuso ao longo da espessura do perfil. Para isto, o parafuso precisa estar submetido a alguma carga axial, que é transferida ao perfil por meio da sua cabeça. Desta forma, surgem tensões cisalhantes perpendicularmente ao plano do perfil que, sendo suficientemente grandes, causam o arrancamento desta parte do perfil em contato com a cabeça do parafuso [19], [50]–[52].

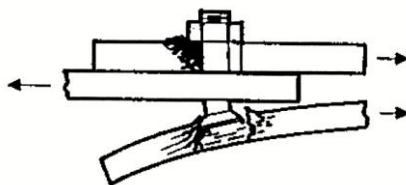
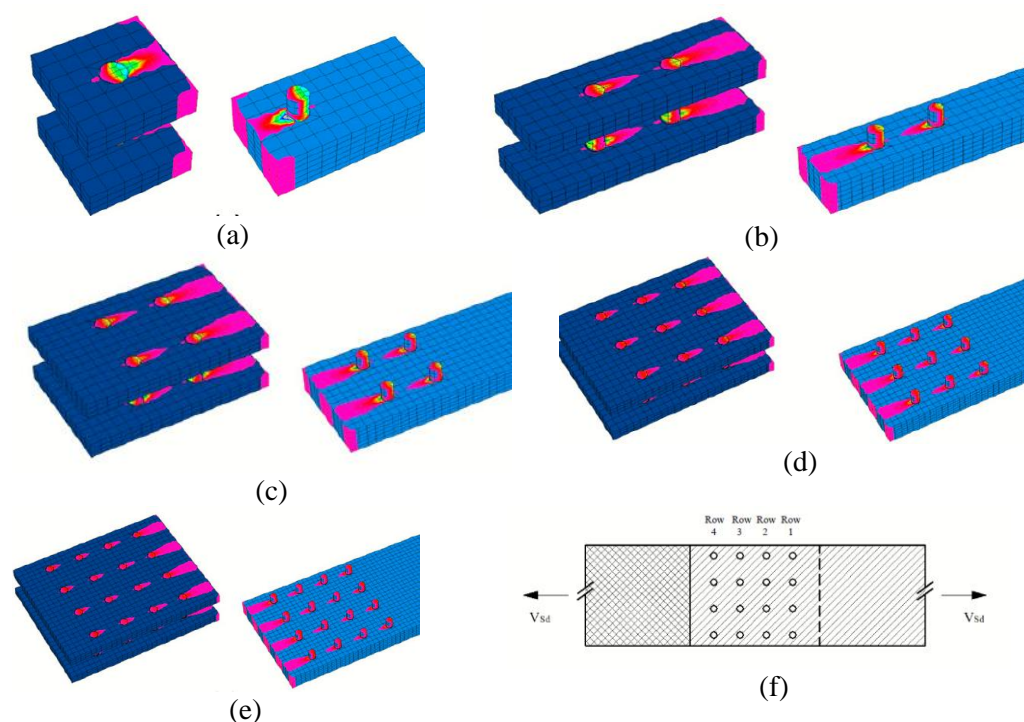


Figura A6. Esquemático de falha por punção obtido de Banbury et al. [50].

Influência da geometria

Diversos aspectos referentes à geometria de ligações parafusadas podem influenciar a resistência e desempenho das mesmas. Dentre eles podem ser destacados a quantidade/arranjo dos parafusos, os espaçamentos furo-borda e furo-furo, a largura do perfil, o diâmetro dos parafusos, além das razões entre esses parâmetros.

Em se tratando da quantidade/arranjo dos parafusos, vale mencionar o trabalho de Feo et al. 2012 [18], no qual foram realizadas análises numéricas por meio de elementos finitos no software Straus7 e, posteriormente, validadas com resultados experimentais. No referido estudo, foram simulados membros em GFRP com conexões compostas por 1, 2, 4, 9 e 16 parafusos igualmente espaçados nas duas direções, vide Figura A7.



Após as simulações, observou-se que os parafusos das fileiras mais próximas às bordas tendem a mobilizar mais carga, conforme mostra a Tabela A1. No caso, os resultados apresentaram convergência com as recomendações da norma italiana CNR-DT-205/2007 [53], adotada como referência no trabalho.

Vale fazer uma ressalva de que, apesar do trabalho ser voltado a perfis pultrudados, o material simulado e investigado experimentalmente foi um laminado de resina epóxi com fibra de vidro, presente na forma de tecido bidirecional e manta aleatória numa razão de 65% em volume.

Tabela A1. Distribuição de carga entre os parafusos na direção de solicitação (Fonte: adaptado de Feo et al [18])

Ligação		Fileira 1 (%)	Fileira 2 (%)	Fileira 3 (%)	Fileira 4 (%)
Simulação Feo et al. 2012	1x1	100	-	-	-
	2x2	50	50	-	-
	3x3	36	28	36	-
	4x4	31	19	19	31
Norma CNR-DT-205/2007	1x1	100	-	-	-
	2x2	50	50	-	-
	3x3	41	18	41	-
	4x4	29	21	21	29

Uma possível justificativa para essa distribuição desuniforme de força entre os parafusos se fundamenta nos diferentes níveis de deformação longitudinal em cada uma das fileiras. No trabalho conduzido por Prabhakaran et al. [19], tratou-se brevemente da distribuição de carga entre os parafusos e foram observadas respostas similares às aquelas obtidas por Feo et al. [18] e descritas na norma italiana CNR-DT-205/2007 [53]. Os autores realizaram ensaios de tração em ligações de GFRP com dois parafusos alinhados axialmente ao perfil e instrumentaram com *strain gages* em posições estratégicas, conforme Figura A8. Após a conclusão dos testes, os autores constataram que a seção líquida mais distante da borda livre está submetida a maiores deformações do que aquela mais próxima à borda, conforme leitura dos *strain gages* 1 e 2. Porém, a força sobre o parafuso mais próximo à borda é maior do que a força atuante no parafuso mais interno, uma vez que as leituras do *strain gage* 4 indicam maiores deformações de compressão do que no *gage* 7. Isso reforça a hipótese anterior de que as deformações de tração nos planos dos parafusos atenuam a compressão localizada decorrente do contato com os parafusos e, desta forma, a força atuante nos parafusos mais internos se torna menor do que naqueles mais externos.

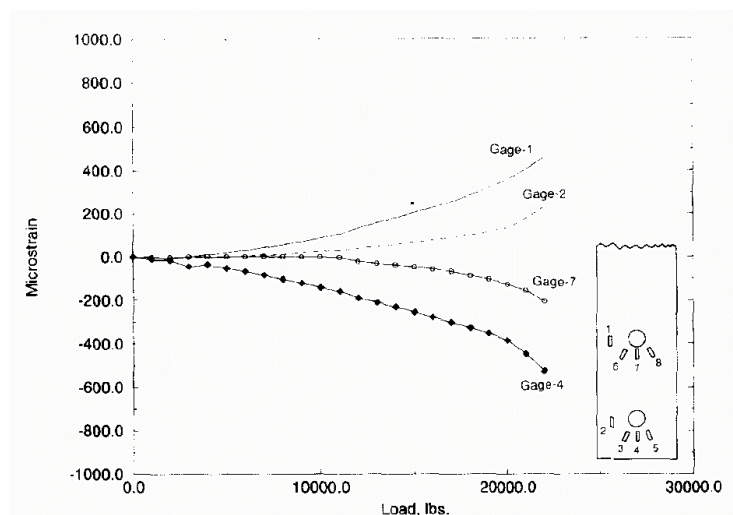


Figura A8. Resultados observados por Prabhakaran et al. [19]

Tratando de afastamentos furo-furo e furo-borda, alguns trabalhos foram desenvolvidos [20]–[22], dentre os quais está o de Coelho et al. [20]. No referido trabalho, foi utilizado o software ABAQUS para simular ligações parafusadas em perfis GFRP constituídos de reforço unidirecional e resina de poliéster. O objetivo dos autores era analisar as respostas das ligações quando submetidas a solicitações de tração, contemplando a influência dos espaçamentos transversais furo-furo (p_2) e furo-borda (e_2), discriminados na Figura A9.

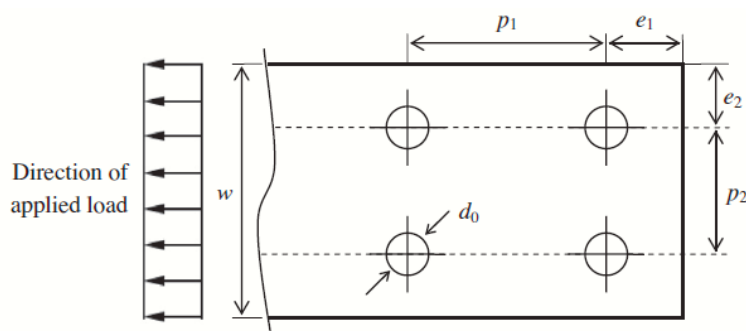


Figura A9. Definição dos parâmetros geométricos avaliados por Coelho et al.[20]

Para interpretar a análise numérica, foi estabelecida uma resistência normalizada da ligação, definida no trabalho como sendo a razão entre as resistências da ligação e da seção bruta. Os resultados obtidos indicaram um crescimento quadrático da resistência normalizada com o espaçamento transversal furo-borda (e_2/d_0), tendo no ponto $e_2/d_0 = 2,5$ um valor crítico/ótimo. Isto se deve ao fato de que o aumento de e_2/d_0 para 3 produz um ganho de apenas 2,7% na resistência normalizada, ou seja, há tendência de estabilização, conforme Figura A10a.

Para o espaçamento transversal entre furos (p_2/d_0), também foi observada uma tendência de crescimento quadrático da resistência normalizada. O ponto crítico neste caso apresentou-se em $p_2/d_0 = 4$, considerando a curva $e_2/d_0=2,5$, e a resistência normalizada convergiu para um valor de 70%, conforme Figura A10b. No entanto, vale destacar que o autor sugere o uso de $p_2/d_0=3$ na prática, tendo em vista uma diminuição de apenas 5,1% na resistência normalizada em relação ao máximo, obtido para $p_2/d_0 = 5$, em troca de uma maior versatilidade na elaboração das ligações. Com isso, percebe-se uma grande problemática imposta pelos furos, visto que o aumento do espaçamento melhora a eficiência da ligação, mas reduz a versatilidade e viabilidade. Por outro lado, o uso de espaçamentos pequenos tipicamente encontrados em ligações com muitos parafusos diminui a eficiência da ligação e ainda promove uma subutilização do aço dos parafusos, porém traz maior facilidade ao projeto.

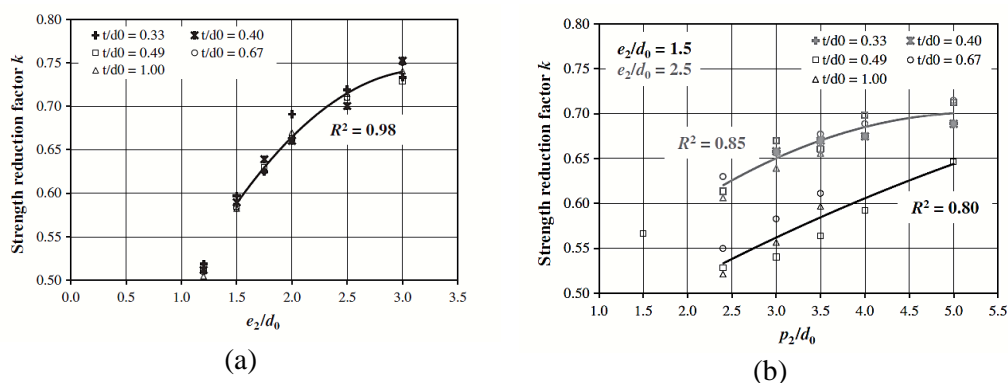


Figura A10. Resultados da simulação no ABAQUS realizada por Coelho et al. [20] (a) Espaçamento furo-borda; (b) Espaçamento furo-furo

Uma hipótese para a diminuição da resistência normalizada com a diminuição dos espaçamentos e_2 e p_2 pode estar relacionada ao aumento da influência do concentrador de tensões (furo). Assim, a tensão média atuante na seção transversal se torna maior e promove uma diminuição da capacidade de carga da ligação.

Outro aspecto geométrico fundamental no comportamento de ligações parafusadas é o espaçamento longitudinal furo-borda (e_1), tratado em alguns trabalhos da literatura [21]–[23]. Neste contexto, vale citar a pesquisa experimental de Turvey & Sana [21], onde foi estudada a resposta de ligações parafusadas em GFRP para diferentes valores de e_1 . Para isto, os valores de diâmetro do parafuso e largura do perfil foram mantidos constantes para todas as amostras e estas foram divididas em cinco grupos, cada um com uma razão e_1/d .

Uma vez concluídos os ensaios, foi observado que, à medida em que se aumenta a razão $e1/d$, ocorre um ganho de resistência na ligação. Este incremento de resistência, por sua vez, exibe um comportamento multilinear decrescente (Figura A11), que pode estar associado aos diferentes modos de falha obtidos numa determinada faixa de $e1/d$. Desta forma, é de se esperar que haja um valor ótimo para $e1/d$, acima do qual não ocorre ganho significativo de resistência.

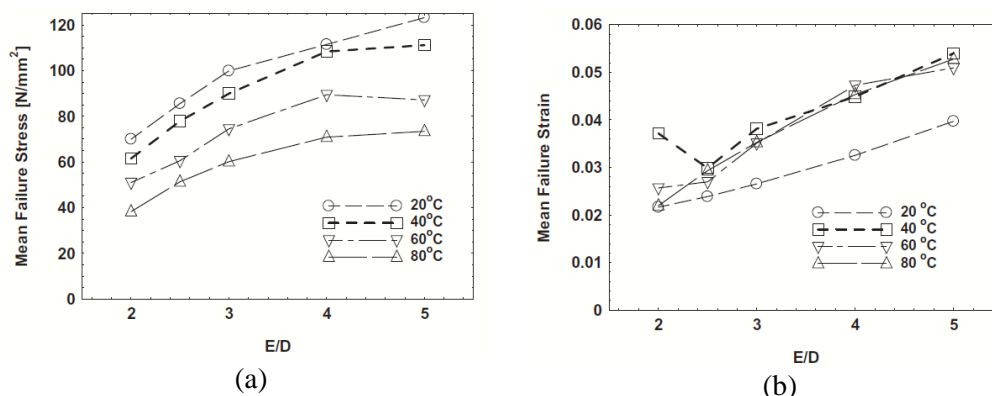


Figura A11. Efeito do espaçamento longitudinal furo-borda: (a) na resistência; (b) na deformação máxima [21].

Os resultados também indicaram uma tendência de aumento da deformação axial de ruptura com o aumento da razão $e1/d$ (Figura A11b). Isso pode estar relacionado ao modo de falha por arrancamento observado para valores pequenos de $e1/d$, onde a ruptura é controlada pelo cisalhamento e, portanto, o nível de tensões e deformações ao qual a ligação está submetida é baixo.

Ainda no âmbito dos espaçamentos longitudinais furo-borda, nota-se uma convergência entre estes resultados e aqueles encontrados por Naby & Hollaway [22]. Este estudo, por sua vez, contemplou a avaliação experimental de ligações parafusadas em dois pultrudados distintos, sendo um com elevada razão de fibras à 0° (86,7% das fibras) e outro mais balanceado (63,6% das fibras). No caso, as ligações foram separadas em três grupos, cada um com uma razão w/d (d constante) e, para cada grupo, foi variado o valor do espaçamento longitudinal furo-borda ($e1$). Após a conclusão dos ensaios no pultrudado balanceado, foi observado que as amostras com baixa razão w/d e grande espaçamento longitudinal furo-borda falhavam por tração na seção líquida. Por outro lado, aquelas com médios valores de w/d e grandes valores de $e1$ falhavam por esmagamento no furo. Já as amostras com pequenos espaçamentos furo-borda falhavam por arrancamento do parafuso, independentemente da razão w/d adotada.

Considerando agora o pultrudado com elevada fração volumétrica de fibras na direção de carregamento, o principal modo de falha observado foi o de arrancamento do parafuso. No entanto, algumas amostras com distâncias furo-borda muito grandes exibiram falha por “*splitting*”, decorrente das tensões de tração transversais acopladas à deficiência do material nesta direção. Em se tratando da resistência das ligações, notou-se que o aumento do espaçamento e_1 promove o aumento da resistência da ligação para ambos os materiais. Porém, similarmente às observações expostas por Turvey & Sana [21], Naby & Hollaway [22] destacam que o uso de valores de e_1 superiores ao do espaçamento crítico não promove ganhos expressivos de resistência. Importante notar que o valor do espaçamento crítico depende da razão w/d da ligação.

Em se tratando da influência da razão w/d no comportamento das ligações parafusadas, destaca-se o trabalho desenvolvido por Ramakrishna et al. [23], onde foram ensaiadas e modeladas numericamente ligações com 5 razões w/d distintas. No estudo, foram concebidas ligações longitudinais e transversais cujo diâmetro do parafuso se mantinha constante, enquanto que a razão w/d era variada de 2 a 7, assumindo valores iguais a 2, 3, 4, 5 e 7. Após a conclusão dos ensaios, foram observadas respostas distintas para as amostras longitudinais e as transversais no que diz respeito aos modos de falha e resistências. No caso daquelas ensaiadas longitudinalmente, dois modos de falha foram obtidos, a saber, híbrido de arrancamento com esmagamento e híbrido de seção líquida com esmagamento. Os corpos de prova cuja razão w/d era igual a 2 foram os únicos a exibirem falha de seção líquida com esmagamento. Os demais grupos de corpos de prova falharam por arrancamento-esmagamento, o que é coerente com o aumento da seção líquida em relação ao primeiro grupo. Em relação à variação de resistência com a razão w/d , os autores não identificaram dependência entre as duas variáveis no caso das amostras longitudinais, vide Figura A12a.

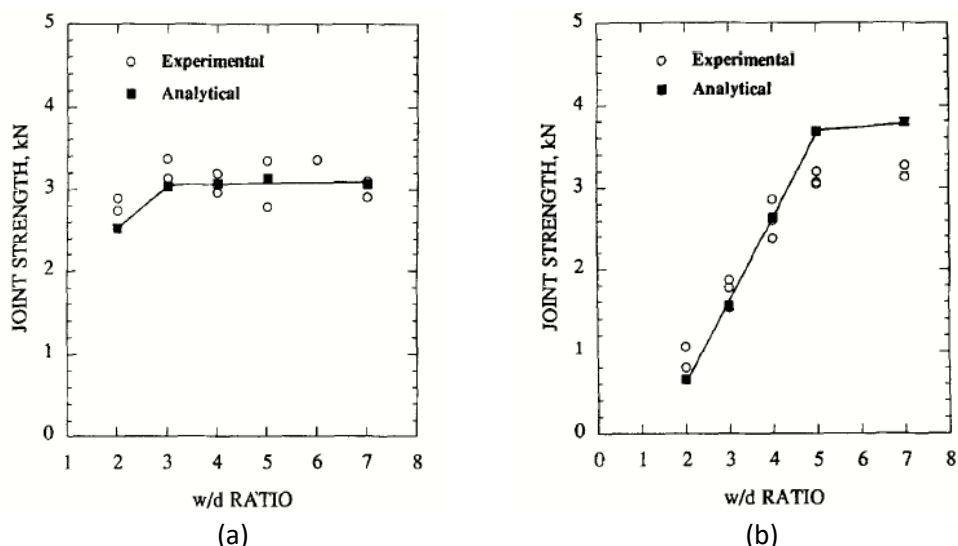


Figura A12. Resultados de Ramakrishna et al [23]: (a) Amostras longitudinais; (b) Amostras transversais.

As amostras transversais, por sua vez, exibiram três modos de falha distintos, a saber, seção líquida, seção líquida com esmagamento e esmagamento puro. Falha pura da seção líquida foi observada nos grupos cujas razões w/d eram iguais a 2, 3 e 4, o que explicita a deficiência de resistência transversal dos materiais pultrudados. A falha híbrida de seção líquida e esmagamento foi obtida para o grupo com w/d igual a 5, ao passo que o esmagamento puro se manifestou apenas para o grupo com w/d igual a 7. Isto demonstra a inviabilidade geométrica destas ligações transversais, haja vista os espaçamentos assaz grandes necessários para mobilizar tensões elevadas no perfil e provocar esmagamento. No que diz respeito à influência de w/d na resistência dessas ligações transversais, os autores constataram um ganho de resistência com o aumento da razão w/d , conforme Figura A12b. Entretanto, é fundamental esclarecer que, no referido trabalho, a resistência foi tomada como sendo a carga máxima obtida no ensaio, o que não é muito representativo para futuras comparações. Isto porque, o aumento de “resistência” observado para as ligações transversais é a simples consequência do aumento da seção líquida onde ocorre a ruptura e não de um ganho em eficiência propriamente dito.

Vale ressaltar que, nos trabalhos de Coelho, Ramakrishna e Naby & Hollaway, foi observado um comportamento bilinear nas curvas de resistência x espaçamento. Isto, provavelmente, está associado aos distintos modos de falha obtidos para cada faixa de valores de espaçamento, uma vez que, em ambos os trabalhos, os pontos de inflexão das curvas foram caracterizados por falhas híbridas e os demais pontos tiveram um modo predominante evidente.

Efeito do torque nos parafusos

Outro fator comumente referido na literatura [24], [26]–[28], porém menos explorado, diz respeito à influência do torque nos parafusos sobre o comportamento das ligações. Neste caso, o torque nos parafusos se traduz em pressão de contato entre arruela e perfil ou entre chapa e perfil, promovendo um confinamento localizado no pultrudado, conforme Figuras A13a e A13b. Isto, por sua vez, reveste-se de maior importância no caso de peças FRP pelo fato destas exibirem caráter viscoelástico e frágil. Assim sendo, o torque pode ser perdido ao longo do tempo devido à relaxação e, além disso, há possibilidade de danos localizados durante o aperto.

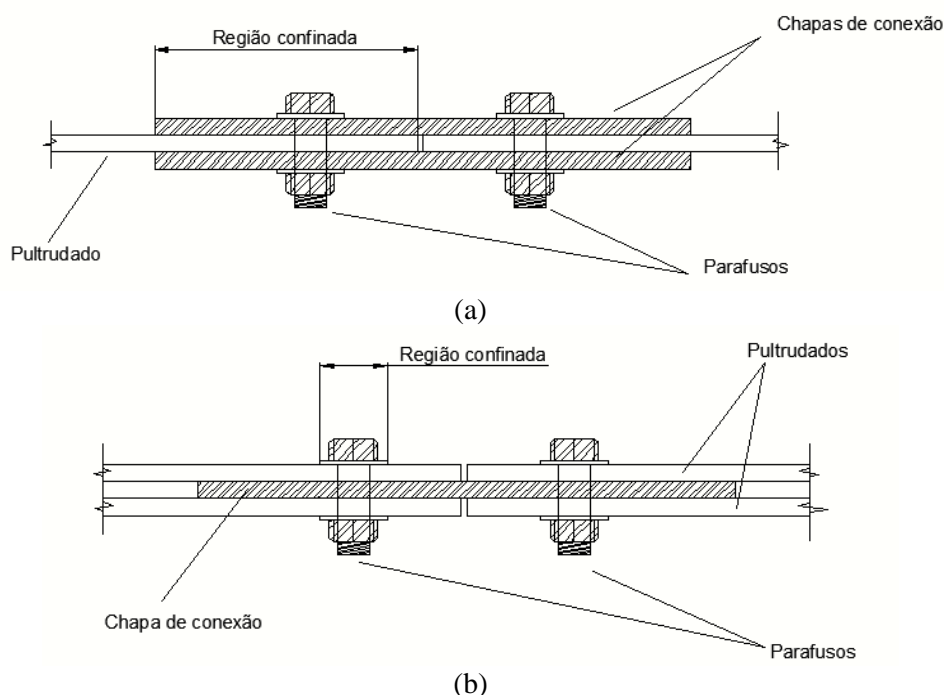
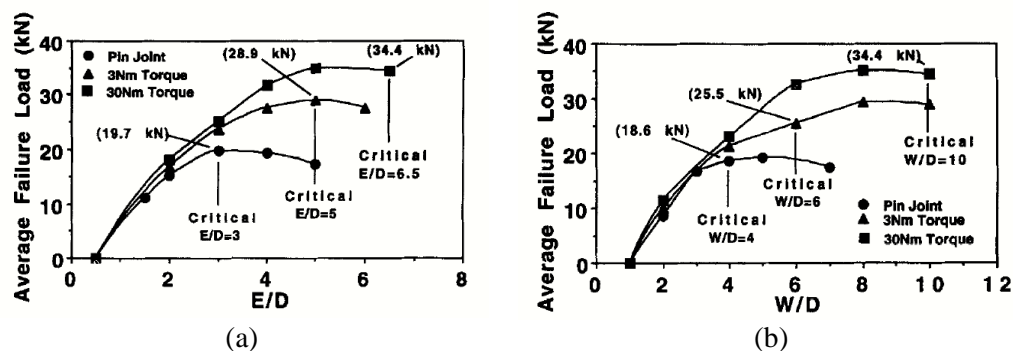


Figura A13. Região confinada em juntas DLS parafusadas (a) Caso sejam duas chapas de aço e um pultrudado; (b) caso sejam dois pultrudados e uma chapa de aço

Nesse contexto, vale destacar o trabalho desenvolvido por Cooper & Turvey [26], que estudou a resposta de ligações de um só parafuso submetidas a distintas condições de torque. No caso, foram ensaiadas ligações com torques de 3Nm e 30Nm e, posteriormente, avaliadas rigidez e resistência destas em relação às que não tiveram aplicação de torque. Os resultados obtidos, expostos nas Figuras A14a e A14b, indicaram ganhos de resistência de até 45% para aquelas com 3Nm de torque e de até 80% para 30Nm.

Entretanto, notou-se que estes incrementos na resistência eram influenciados pelos modos de falha, visto que aquelas ligações cujas falhas ocorreram por arrancamento ou por tração na seção líquida foram menos beneficiadas pela aplicação do torque. Por outro lado, quando a ruptura ocorreu por esmagamento (maiores razões e/d e w/d) o ganho de resistência foi bem mais expressivo. Esta diferente tendência pode ser entendida pelo fato de que a falha por esmagamento envolve, de certo modo, a instabilidade das lâminas na vizinhança do contato com o parafuso (flambagem localizada/enrugamento). Desta forma, a aplicação do confinamento impõe uma forte restrição de deslocamento lateral e, conseqüentemente, aumenta a capacidade portante do material.



A rigidez da ligação, por sua vez, se mostrou independente do torque aplicado, já que as curvas de rigidez inicial $x w/d$ para diferentes torques exibiram tendências e valores similares. Outro aspecto abordado no trabalho de Cooper & Turvey foi o comportamento pós falha para as amostras que sofreram esmagamento. Nestas situações, foi observado um segundo pico nas ligações com torques de 3Nm e 30Nm.

Um outro estudo, realizado por Hizam et al. [24], também avaliou experimentalmente a influência do torque nos parafusos sobre a resistência das ligações. No trabalho, foram realizados ensaios de tração longitudinal e transversal em juntas de cisalhamento duplo (*“Double Lap Shear”*, DLS) com duas condições de torque distintas, a saber, 25Nm ou 0Nm (sem aperto). Após os testes, pode-se observar que a aplicação de torque promoveu um aumento na resistência das ligações em ambos os casos de solicitação (longitudinal e transversal). No entanto, nas amostras longitudinais o ganho foi mais pronunciado, chegando até 95%, enquanto que nas transversais o máximo incremento foi de apenas 5,9%.

Assim como na pesquisa de Cooper & Turvey [26], também foram obtidos maiores incrementos de resistência para valores de $e1/d$ mais elevados, como mostrado na Figura A15. É importante destacar que, apesar do ganho de resistência normalizada (razão entre resistências real e da seção bruta), parte significativa das ligações que falharam por esmagamento na condição sem torque tiveram uma alteração do modo de falha quando submetidas ao torque, exibindo ruptura por arrancamento.

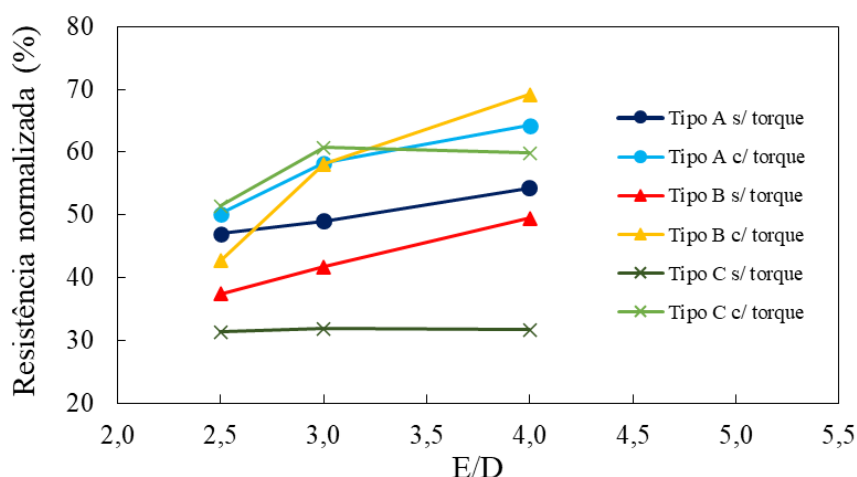


Figura A15. Resistência normalizada para diferentes valores de $e1/d$ e condições de torque obtidas por Hizam et al.[24]

Os trabalhos desenvolvidos por Turvey & Cerutti [27], [28] investigaram a influência do torque sobre as rigidezes de ligações parafusadas. O estudo contemplou seis configurações distintas de ligações, com duas ou seis chapas de conexão, cada uma com três condições de torque distintas (3Nm, 20Nm e 30Nm). Os resultados obtidos, apresentados na Figura A16a, indicam uma tendência de aumento da rigidez à flexão com o aumento do torque nos parafusos, chegando a 28% de incremento para o maior torque. Entretanto, esse ganho de rigidez se mostra relevante apenas para os casos em que a flexão se deu em torno do eixo de maior inércia do perfil I. Pela Figura A16b, é possível notar que os casos de flexão em torno do eixo de menor inércia apresentaram valores de rigidez muito parecidos, independentemente do torque aplicado.

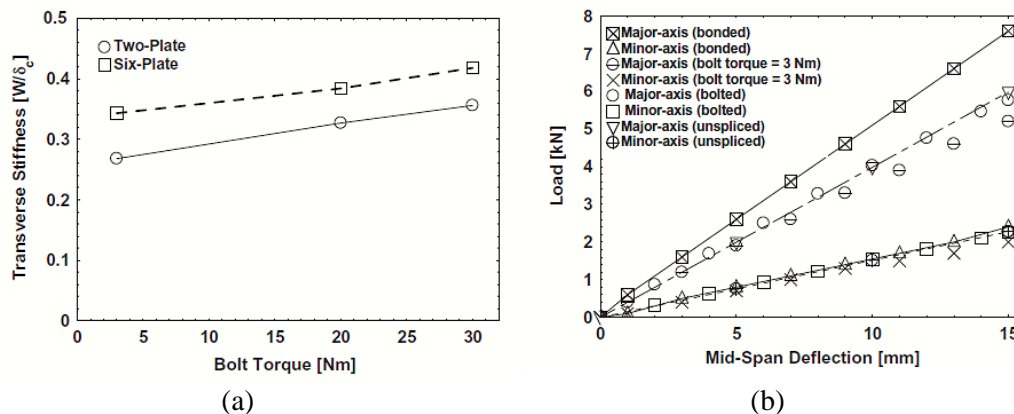


Figura A16. Resultados obtidos por Turvey & Cerutti [27], [28]. (a) Para Rigidez; (b) Curvas força-deslocamento

Uma possível hipótese para essa diferença de resposta na maior e menor inércia está relacionada ao fenômeno do “*shear-lag*” nessas ligações, acoplado à maior contribuição do torque na resistência ao cisalhamento interlaminar. Isso porque, no caso da flexão na maior inércia (Figuras A17a e A17b), as tensões cisalhantes interlaminares são as responsáveis por mobilizar as tensões normais ao longo da espessura das mesas, que possuem parcela significativa da rigidez à flexão nesta situação. Por outro lado, no caso de flexão na menor inércia, são as tensões de cisalhamento no plano as responsáveis por mobilizar tensões normais ao longo de toda a altura das mesas. Assim sendo, é compreensível a menor contribuição do torque nesta situação investigada por Turvey & Cerutti [27], [28]. No mais, essa constatação dos autores não é passível de generalizações, visto que o resultado poderia variar se a conexão tivesse sido estabelecida na alma e não nas mesas.

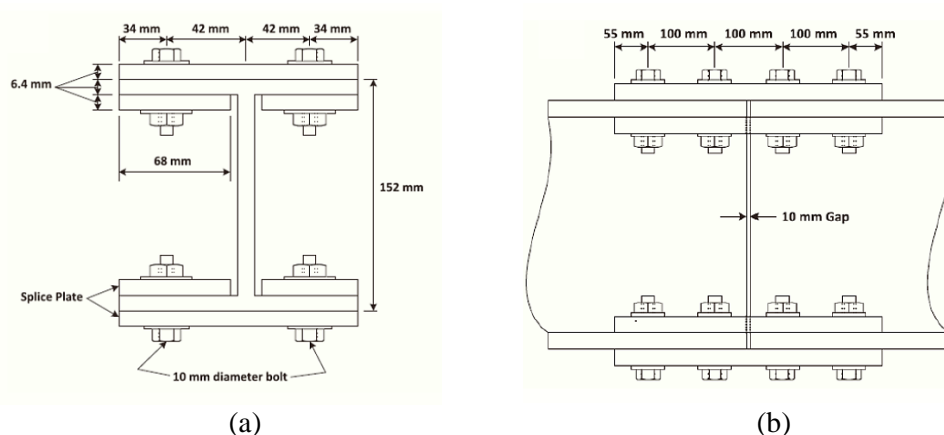


Figura A17. Geometria da ligação com seis chapas estudada por Turvey & Cerutti [27], [28].(a) Vista em seção; (b) Vista lateral

Outro aspecto que poderia ser tratado diz respeito à variação do efeito do torque nos parafusos para diferentes quantidades de parafusos e áreas confinantes (arruela ou chapa). Em vista disso, é válido mencionar o estudo de Naby & Hollaway [22], que compreende a influência da área confinada sobre o comportamento de ligações, embora não trate especificamente da questão do torque nos parafusos. No caso, foram analisadas amostras com duas configurações de confinamento distintas, a saber, por arruelas ou por chapas de aço, similar às aquelas expostas no início da Seção (Figuras A13a e A13b). Após a conclusão dos ensaios, foram observadas as seguintes tendências: aumento da carga de ruptura com a área de confinamento; diminuição do deslocamento dos parafusos com a substituição de arruelas por chapas; amostras com arruelas exibiram comportamento inicial linear e falha por esmagamento com danos severos concentrados; amostras com chapas de aço exibiram comportamento inicial bilinear seguido de falha por clivagem e danos pequenos e esparsos. Com isso, observa-se que um maior confinamento provê ganho de resistência ao esmagamento, haja vista o incremento na capacidade de carga e a respectiva mudança de modo de falha. Neste aspecto, vale destacar que as amostras confinadas por chapas exibiram ruptura mais amigável, caracterizada por uma falha progressiva ao longo de toda a região confinada.

De posse do que foi exposto nesta seção, percebe-se que há uma coerência no que diz respeito à aplicação de torque/confinamento nas ligações entre perfis pultrudados e ganhos significativos de resistência, sobretudo, quando a falha ocorre por esmagamento.

Presença de rosca no contato

Ao se tratar de ligações parafusadas em pultrudados, é de se esperar que as roscas dos parafusos tenham algum tipo de efeito deletério no comportamento do componente, devido à sua geometria afiada e à “maciez” dos perfis. Nestas situações, as roscas tendem a criar regiões de singularidade no contato furo-parafuso (Figura A18) e introduzem danos prematuros que podem levar à falha da ligação [24], [25].

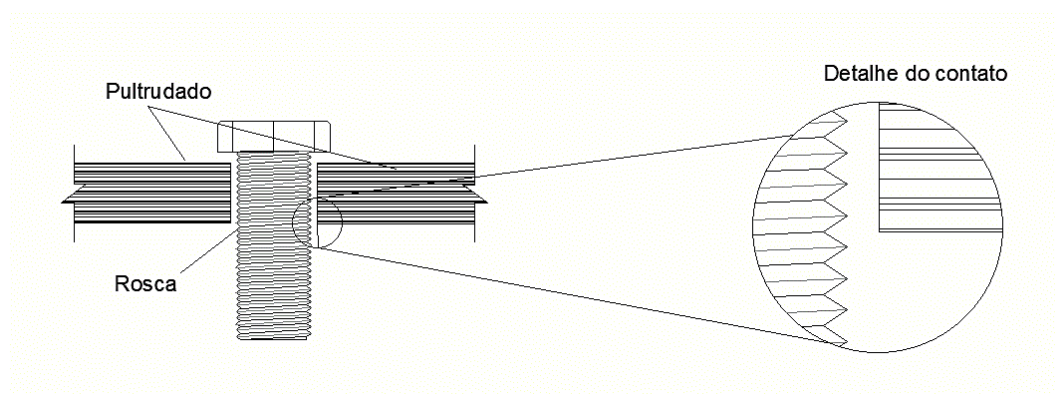


Figura A18. Desenho esquemático do contato furo-parafuso

Nesse contexto, tem-se uma boa referência na pesquisa conduzida por Hizam et al. [24], onde foi investigada a influência da rosca no contato furo-parafuso sobre a resposta mecânica de ligações do tipo cisalhamento duplo. O estudo contemplou ensaios em juntas longitudinais e transversais, com duas espessuras distintas cada uma. Uma vez concluídos os ensaios, foi observada uma perda de até 40% na capacidade de carga das ligações longitudinais e de apenas 7,5% nas transversais. Segundo os autores, esta diferença pode estar relacionada aos danos que se formam na vizinhança do contato furo-parafuso, perturbando a distribuição de tensões localmente. No entanto, é importante ressaltar o fato de que, no referido trabalho, o modo de falha predominante nas ligações longitudinais foi o esmagamento, enquanto que nas ligações transversais foi a tração na seção líquida. Desta forma, pode-se entender um maior ou menor efeito da rosca de acordo com o modo de falha, e não necessariamente com a orientação das fibras, (vide Tabela A2 a seguir). Assim sendo, pode-se inferir que falha por esmagamento é a mais afetada pela presença da rosca, visto que é a mais dependente das tensões compressivas na vizinhança do furo.

Tabela A2. Variação de resistência com a rosca.

Amostra	Modo de falha		Resistência normalizada (%)		Retenção (%)
	Sem rosca	Com rosca	Sem rosca	Com rosca	
Tipo 1	Arrancamento	Esmagamento	46,98	31,29	66,6
Tipo 2	Arrancamento	Arrancamento	50,14	51,43	102,6
Tipo 3	Arrancamento	Arrancamento	58,29	60,76	104,2
Tipo 4	Arrancamento	Arrancamento	64,26	59,88	93,2
Tipo 5	Arrancamento	Esmagamento	37,36	25,93	69,4
Tipo 6	Arrancamento	Arrancamento	42,7	41,22	96,5
Tipo 7	Arrancamento	Arrancamento	58,11	58,68	101,0
Tipo 8	Arrancamento	Arrancamento	69,16	63,55	91,9
Média					90,7
Tipo 9	Esmagamento	Esmagamento	49,01	31,81	64,9
Tipo 10	Esmagamento	Esmagamento	54,32	31,64	58,2
Tipo 11	Esmagamento	Esmagamento	41,75	31,34	75,1
Tipo 12	Esmagamento	Esmagamento	49,45	32,53	65,8
Média					66,0
Tipo 13	Seção líquida	Seção líquida	50,11	46,33	92,5
Tipo 14	Seção líquida	Seção líquida	53,05	51,58	97,2
Média					94,8

As imagens de microscopia eletrônica, apresentadas nas Figuras A19a e A19b, constataam a hipótese dos autores e chamam a atenção para a quantidade muito maior de defeitos observada nas amostras com rosca presente (Figura A19b). Estes defeitos são frutos das elevadas tensões de compressão no contato, que promovem a penetração progressiva da rosca no perfil, conduzindo a separação das lâminas e quebra de fibras.

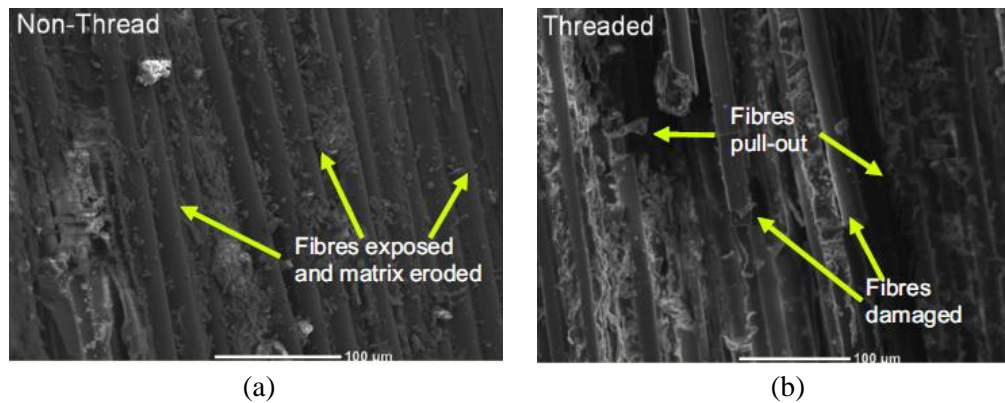


Figura A19. Imagens de microscopia eletrônica na região de contato. (a) Sem rosca ; (b) Com rosca

Ainda no mesmo trabalho, Hizam et al. [24] observaram que a presença de rosca no contato promove perdas de resistência mais acentuadas para maiores espessuras do compósito. No caso, os perfis de 6,5mm apresentaram decréscimos de resistência 8% maiores do que aqueles observados nos perfis de 5mm, o que foi atribuído pelos autores ao aumento do número de passes de rosca em contato com o perfil. Entretanto, contabilizar o número de passes de rosca por unidade de espessura parece ser mais adequado do que considerar a quantidade absoluta. Assim sendo, a partir dos dados dos autores foi possível calcular, para os perfis de 5mm e 6,5mm razões de, respectivamente, 0,4 passes/mm e 0,46 passes/mm, o que converge com os resultados experimentais dos autores.

Em um outro estudo, realizado por Matharu & Mottram [25], foi investigada a influência da rosca dos parafusos sobre o comportamento de ligações longitudinais e transversais, considerando parafusos de diferentes diâmetros. Assim como no trabalho de Hizam et al. [24], observou-se que a resistência das ligações longitudinais diminuiu com a presença da rosca, por outro lado, as ligações transversais apresentaram tendência oposta, conforme exposto nas Figuras A20a e A20b. Os resultados apresentados na Figura A20a também indicam um crescimento do efeito da rosca com o aumento do diâmetro do parafuso, o que pode estar ligado ao aumento da razão entre zona afetada pela rosca e seção bruta. Neste aspecto, vale salientar que, mesmo as ligações sem rosca apresentaram diminuição da resistência com o aumento do diâmetro dos parafusos. Isto pode ser decorrente dos fenômenos de instabilidade das lâminas envolvidos na falha por esmagamento, haja vista as maiores forças atuantes no contato quanto maior o parafuso. No mais, os autores notaram uma diminuição da rigidez da ligação com presença da rosca no contato.

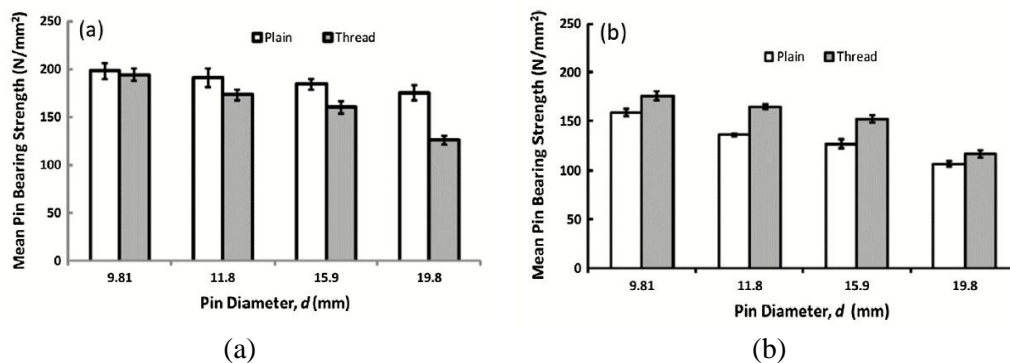


Figura A20. Resultados Matharu & Mottram para ligações nas direções (a) Longitudinal ; (b) Transversal

Por fim, deve-se notar que, tanto o trabalho de Hizam et al. [24] quanto o de Matharu & Mottram [25], reportam distintos efeitos de rosca ao comparar solicitações longitudinais e transversais. No entanto, nenhum dos dois trabalhos apresenta hipóteses para essa diferença de comportamento longitudinal e transversal e, além disso, os resultados entre os estudos não são sequer convergentes para o caso de carregamento transversal. Portanto, a única inferência que pode ser feita é o fato de que a presença de rosca no contato diminui significativamente a resistência de ligações solicitadas paralelamente às fibras.

Ligações à momento (viga-pilar ou pilar-base)

Até agora, foram discutidas apenas as ligações simples à tração, que são incapazes de transmitir momento fletor e possuem parafusos submetidos apenas ao corte. Entretanto, é importante apresentar também as ligações semirrígidas (viga-pilar ou pilar-base), que podem transmitir momento fletor e possuem comportamento momento-rotação fortemente dependente da rigidez e arranjo dos componentes adotados. Nesse contexto, deve-se destacar que o estudo deste tipo de ligações em pultrudados não é devidamente contemplado pela literatura atual e os esforços para o desenvolvimento de trabalhos constituem-se de iniciativas pontuais.

Antes de abordar os aspectos relacionados ao comportamento destas ligações, vale apresentar algumas das configurações encontradas na literatura, dispostas nas Figuras A21a a A21c.

É importante notar que todos os detalhes típicos expostos envolvem a conexão de perfis I, sendo que, no caso da Figura A21a, a ligação ocorre apenas por uma cantoneira na alma da viga, na Figura A21b a transferência de cargas se dá através de cantoneiras de mesa localizadas na base e no topo da viga, e na Figura A21c tem-se um híbrido das duas anteriores. Vale ressaltar que a ligação apenas com cantoneira de alma é, por vezes, considerada como rotulada na análise estrutural.

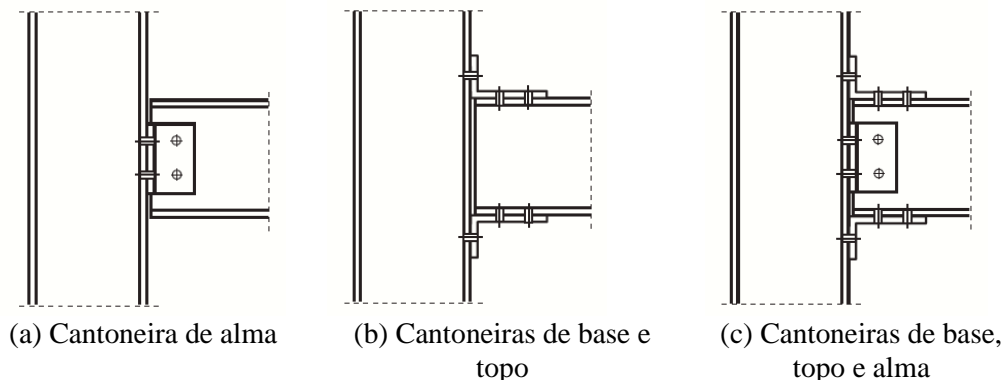


Figura A21. Configurações típicas usadas em trabalhos experimentais (retirado de Coelho & Mottram [29])

Tratando do comportamento momento-rotação ($M-\varphi$) dessas ligações semirrígidas em pultrudados, tipicamente ocorrem curvas caracterizadas por uma resposta não linear. Isto decorre, sobretudo, da progressão de danos nos componentes das ligações, bem como de alterações geométricas dos mesmos [29]. Para ilustrar esse comportamento, vale mencionar o trabalho de Bank et al. [54], onde foram ensaiadas distintas configurações de ligações viga-pilar em perfis I, apresentadas nas Figuras A22a a A22d, e obtidas as respectivas curvas momento-rotação, expostas na Figura A23.

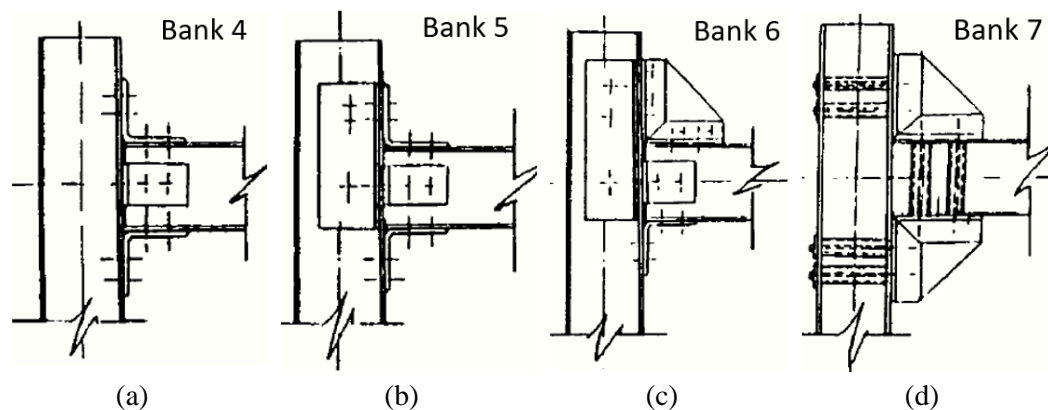


Figura A22. Ligações estudadas por Bank et al. [54] com cantoneiras (a) de alma e mesa; (b) de alma, mesa e de reforço; (c) de alma, mesa, reforço e enrijecedor superior; (d) de alma, reforço e com enrijecedores superior e inferior.

Pela Figura A23, nota-se que a ligação do tipo ‘Bank 4’ (Figura A22a) foi a que apresentou as menores rigidez e resistência última, o que pode estar associado à falha por rasgamento/separação entre mesa e alma do perfil coluna. Isto se deve à fraqueza tipicamente encontrada na zona de transição mesa-alma dos perfis pultrudados, decorrente de vazios e fibras enrugadas. Em vista disso, é intuitivo pensar que o uso de uma cantoneira adicional nesta região, conforme Figura A22b, promova um ganho de resistência na ligação, o que se confirma pela curva ‘Bank 5’ da Figura A23. Todavia, a rigidez da ligação permanece inalterada com a adição dessa cantoneira, o que pode ser atribuído à solicitação destes componentes de forma progressiva à medida em que a junção mesa-alma do perfil perde sua capacidade de carga. Importante destacar que, nesta ligação, o modo de falha foi marcado pelo cisalhamento nos parafusos da cantoneira de alma, devido ao dobramento da cantoneira de topo, cujos parafusos sofreram punção. Desta forma, percebe-se que o comportamento deste tipo de ligação passa a ser significativamente influenciado pelas cantoneiras de topo e base, que se deformam (abrindo ou fechando) e, conseqüentemente, diminuem a rigidez da conexão. De posse disto, Bank propôs uma ligação ‘Bank 6’, disposta na Figura A22c, caracterizada por um enrijecedor triangular composto de material pultrudado, a ser aplicado no lugar da cantoneira de topo, onde tipicamente ocorre delaminação devido à incapacidade de resistir a rotações grandes [29]. Pela curva mostrada na Figura A23, fica claro que esse sistema de enrijecimento promove ganhos de resistência e rigidez, sobretudo nos dois primeiros trechos da curva, o que sugere uma maior relevância das cantoneiras de base/topo nestes regimes. Isto se fundamenta na invariabilidade do terceiro trecho da curva, acompanhado da similaridade dos modos de falha observados para ‘Bank 6’ e ‘Bank 5’, ambos por cisalhamento nos parafusos da cantoneira de alma. Assim, entende-se que o terceiro trecho é mais controlado por estes componentes. O resultado obtido para a ligação ‘Bank 7’ (enrijecedor aplicado no lugar das cantoneiras de topo e base) reforça ainda mais as observações supracitadas, haja vista que a resistência e a rigidezes do primeiro e segundo trechos aumentaram significativamente. No entanto, a curva não apresenta um terceiro regime, o que está relacionado à falha frágil do adesivo nos enrijecedores.

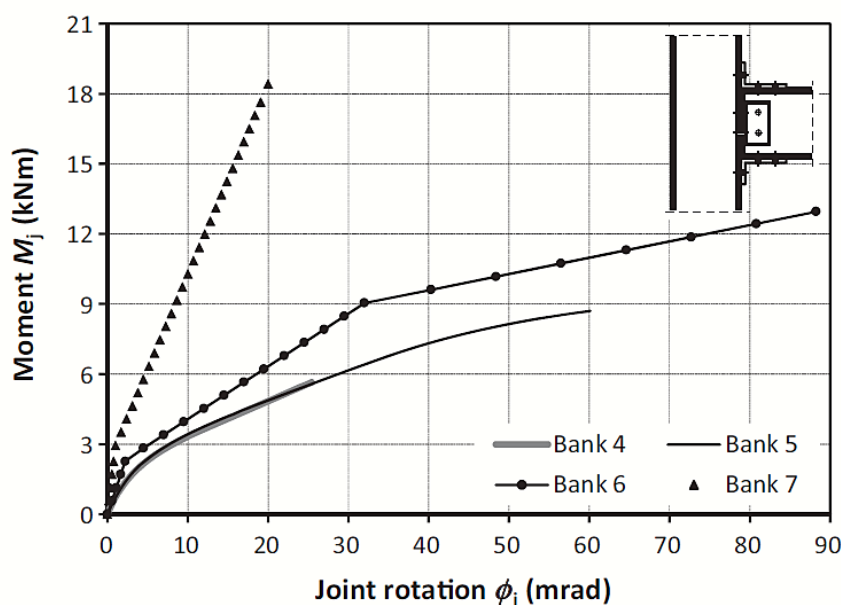


Figura A23. Curvas Momento-Rotação obtidas por Bank et al. [54] (retirada de Mottram & Coelho [29])

De posse dos resultados apresentados, é possível fazer as seguintes associações: o trecho inicial das curvas $M-\phi$ recebe contribuição de todas as cantoneiras da ligação (de alma, topo e base), bem como da junção mesa-alma do perfil coluna; o segundo trecho, por sua vez, se inicia com o dano da junção mesa-alma do perfil coluna e, por isso, é influenciado apenas pelas cantoneiras de topo, base, alma e reforço; o terceiro trecho, quando existente, se manifesta com as cantoneiras de base e topo já danificadas e, portanto, seu comportamento é definido principalmente pela cantoneira de alma e de reforço, resultando em uma rigidez bastante baixa.

Alguns resultados interessantes também foram obtidos por Mottram [29], onde novamente foi observado um comportamento não-linear das ligações. No caso, todas as ligações ensaiadas tinham apenas cantoneira de alma e foram avaliadas quanto ao efeito do uso de adesivo e da quantidade de parafusos. Na Figura A24, ‘Mottram 6’ e ‘Mottram 10’ são ligações análogas a ‘Mottram 4’ e ‘Mottram 9’, respectivamente, porém com adesivo além dos parafusos. Desta forma, fica evidente que o uso de adesivo implica em um ganho apreciável de rigidez inicial, contudo, ao custo da ocorrência de uma falha frágil em baixas rotações, o que acentua a não linearidade da curva $M-\phi$.

Por outro lado, a resistência última da ligação é praticamente inalterada com a presença do adesivo, haja vista sua falha precoce em relação aos demais componentes da ligação, ou ainda a geração de delaminação nos perfis. Outro aspecto notável da Figura A24 é o fato de que o aumento da quantidade de parafusos acompanhado de aplicação de torque causou significativos ganhos de rigidez e resistência ('Mottram 4' x 'Mottram 9').

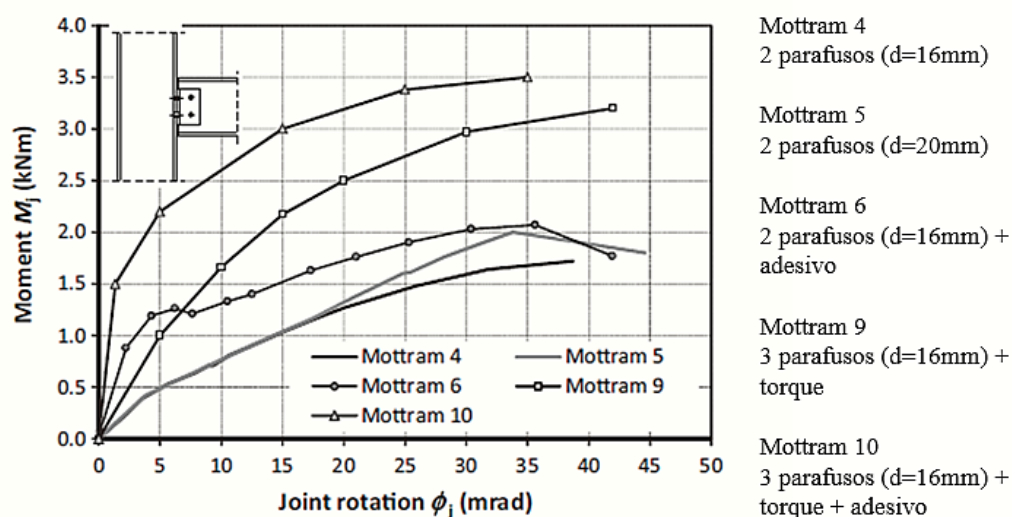


Figura A24. Curvas Momento-Rotação obtidas por Mottram [29]

Outro tipo de ligação que pode acomodar solicitações à momento são aquelas entre pilar-base, mas seus registros na literatura são ainda mais escassos que aqueles entre viga-pilar. Neste aspecto, vale comentar brevemente sobre o trabalho de Turvey & Cooper [55], onde foram utilizados dois tamanhos de perfis I para viabilizar cinco layouts de ligações de base. Após a execução dos ensaios, foi observado que as ligações na maior inércia apresentaram rigidezes e resistências maiores do que aquelas na menor inércia, respectivamente 300% e 27%. Contudo, nota-se que estas diferenças foram muito menos proeminentes no caso das resistências, o que pode estar relacionado ao fato dos modos de falha terem sido dominados pela ruptura das cantoneiras em ambas situações, como pode ser visto nas Figuras A25a, A25b e A25c. Similarmente ao que foi reportado por Mottram & Zheng [11], houve delaminação nas cantoneiras pultrudadas.

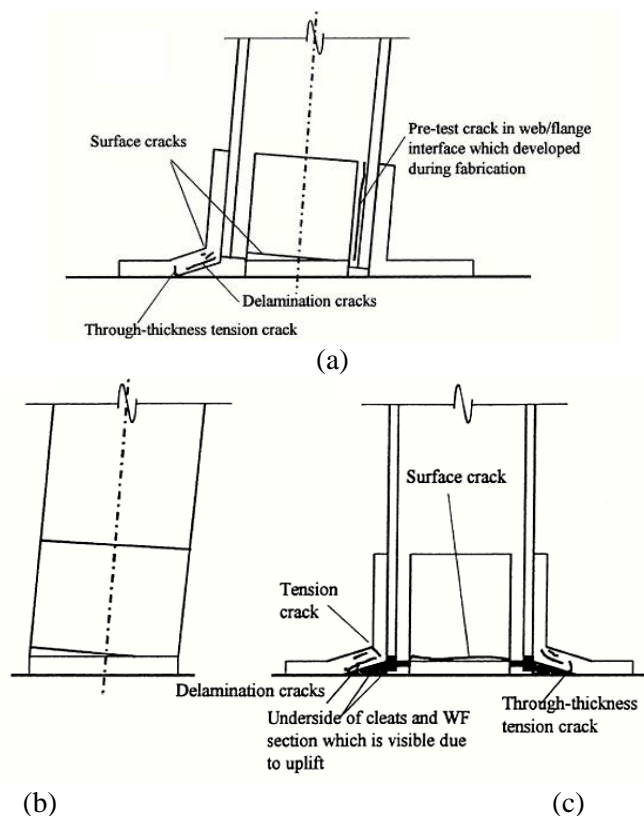


Figura A25. Modos de falha típicos (a) Maior inércia; (b) Menor inércia vista lateral; (c) Menor inércia vista frontal (retirado de Turvey & Cooper [55])

Além disso, os resultados obtidos por Turvey & Cooper [55] também evidenciam a inferioridade das ligações executadas apenas com cantoneiras de alma (Figura A26a). Isto porque tanto a resistência quanto a rigidez foram muito menores do que sua análoga com cantoneiras de mesa e alma, cujo resultado é apresentado na Figura A26b. Outra característica observada nas curvas $M-\phi$ é a sua bilinearidade até a falha, que pode ser atribuída à progressão de danos nas cantoneiras.

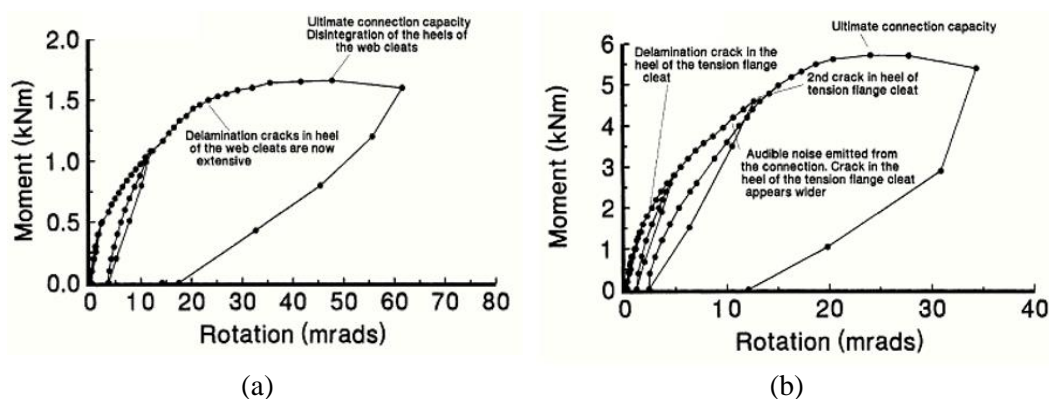


Figura A26. Curvas Momento-Rotação para ligação com (a) apenas com cantoneiras de alma ; (b) cantoneiras de mesa e alma (retirado de Turvey & Cooper [55])

ANEXO B – Testes de Validação

Uma vez concluídos os testes preliminares, bem como a otimização topológica, foi realizada uma rodada de testes em um total de oito corpos de prova com geometria otimizada, conforme Figuras B1a e B1b. O objetivo destes testes é validar experimentalmente a otimização topológica, verificando se houve, ou não, ganho de eficiência nos componentes.

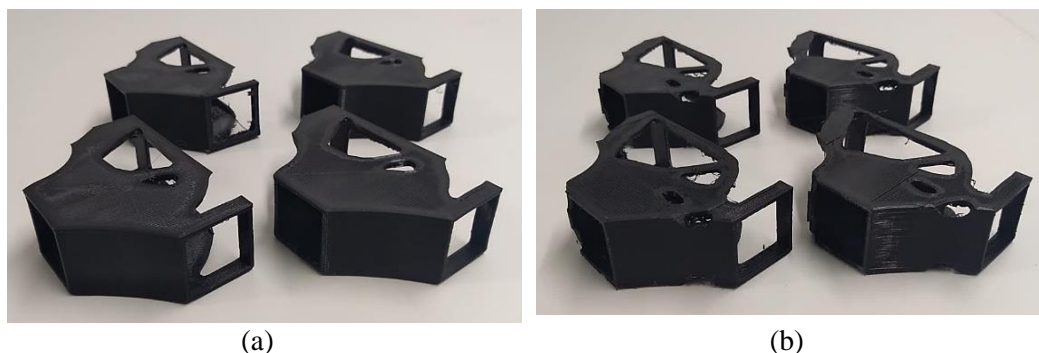


Figura B1. Corpos de prova otimizados com (a) 70% do volume inicial e (b) 50% do volume das ligações de referência.

É importante destacar que, apesar da otimização topológica ter sido realizada com fatores de 50% e 70% de preservação do volume da peça de referência, estas razões não se traduzem em massa. Isto porque as peças impressas não são 100% preenchidas como a estrutura considerada na modelagem. Em vista disso, todos os corpos de prova foram preparados (pesados e pintados) de acordo com o método descrito na Seção 4.3.2 deste documento, vide Figuras B2a, B2b, B2c.

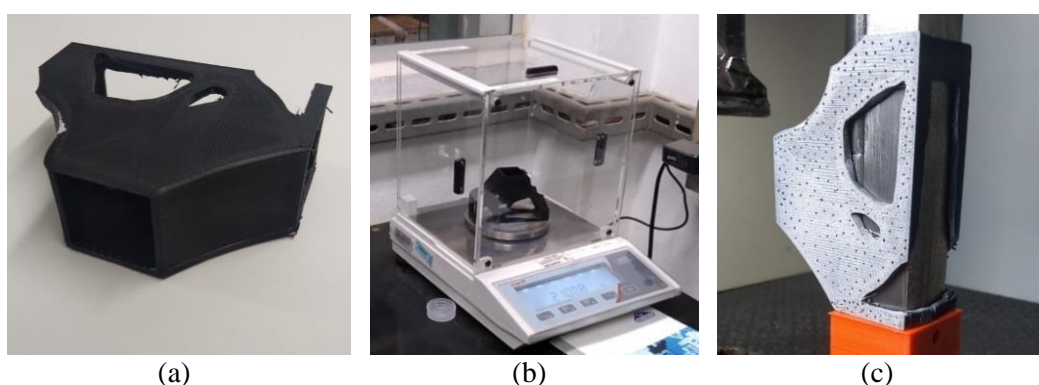


Figura B2. CP antes da pesagem e pintura. (b) Durante pesagem. (c) Após pintura.

A máquina de ensaio, célula de carga e velocidade de carregamento foram exatamente as mesmas dos testes preliminares. Sutis alterações foram feitas no setup de ensaio (Figura B3a), de forma a minimizar folgas. Nesta rodada, foi utilizado como complementação ao ensaio a técnica de DIC (*“Digital Image*

Correlation”). Para a aquisição periódica das imagens, foi utilizada uma câmera Canon modelo Rebel T6i acoplada a um canhão de LED e ao software DigiCam, conforme Figura B3b. Posteriormente, as imagens foram tratadas no programa *GOM Correlate*, de forma a gerar o campo de deformações na peça e validar o modo de falha.

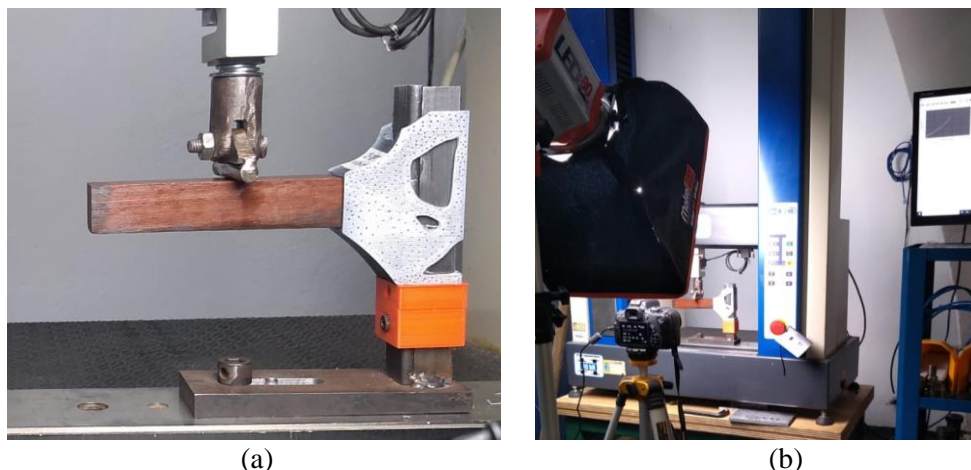


Figura B3. (a) Ligação OPT-w70 ensaiando. (b) Setup adotado na execução do DIC

Concluídos os testes, foram adotados os mesmos procedimentos de cálculo descritos na Seção 4.3.2 para obtenção do momento fletor, rotação, rigidez e parâmetros por massa unitária. A única exceção diz respeito ao intervalo de cálculo da rigidez. Feito isso, pôde-se plotar as curvas Momento-Rotação correspondentes, dispostas nas Figuras B4a e B4b, cujos resultados estão resumidos na Tabela B1 mais adiante. Por observação das curvas Momento x Rotação é possível notar que ambos os tipos de ligações otimizadas apresentam uma parcela significativa de rotação decorrente de acomodações no setup de ensaio. No mais, as curvas não apresentam uma fase pós-pico, portanto, apenas as fases de acomodação e linear elástica podem ser identificadas. Nas ligações tipo OPT-w70, esta acomodação inicial corresponde a aproximadamente 15mrad, exceto para o OPT-w70-04, que só foi totalmente mobilizado (trecho linear) a partir de 50mrad, conforme Figura B4a. Já as ligações tipo OPT-w50 exibiram platôs bem definidos correspondentes a, aproximadamente 20mrad para os CPs 1 e 2 e 35mrad para os CPs 3 e 4 (vide Figura B4b).

Importante destacar que as ligações OPT-w50 tiveram uma uniformidade de resultados apreciavelmente maior do que as OPT-w70, tanto no comportamento geral das peças (Figuras B4a e B4b), quanto nos valores de pico (Tabela B1), ainda que apresentassem mais falhas visuais de impressão.

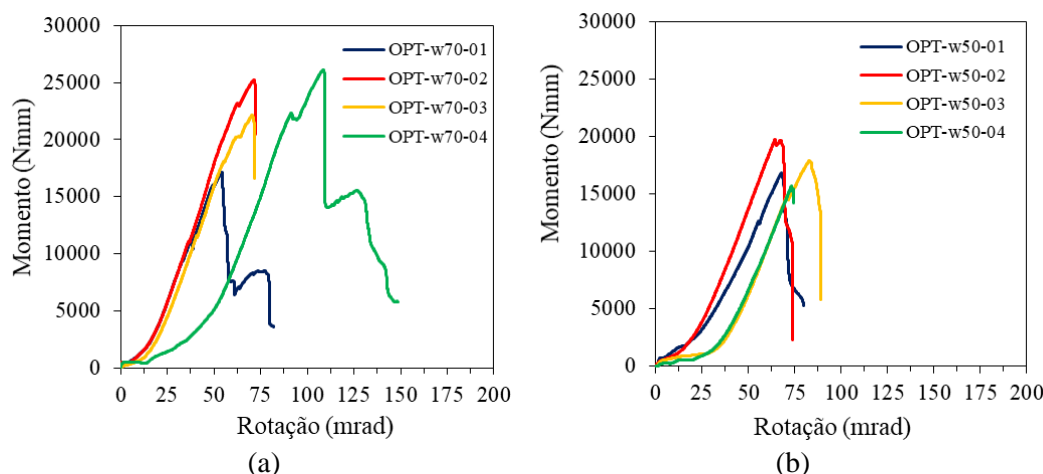


Figura B4. Curvas Momento-Rotação dos grupos (a) w70 e (b) w50

Tratando dos modos de falha observados, foi identificado apenas um padrão de colapso, tanto das ligações OPT-w50 quanto OPT-w70, sendo caracterizado pela ruptura abrupta da parede de trás da ligação, conforme Figura B5a. Deve-se ressaltar que essa falha foi consequência da associação de dois principais fatores, a saber, a menor resistência da amostra na interface entre camadas e a presença de um canto vivo no setup de ensaio. O segundo fator, em especial, pode ter maior relevância sobre a resistência observada nos CPS, uma vez que provocou o rasgamento de uma seção não extrema e, assim, o comprimento de cisalhamento foi inferior ao planejado, vide Figura B5b. A Figura B5c, por sua vez, apresenta uma imagem obtida via DIC para uma amostra representativa do grupo OPT-w50, onde os pontos vermelhos são aqueles com maior deformação de Von Mises e os azuis os com menos. Percebe-se que há três regiões com grandes níveis de deformações, porém, na parte superior traseira da amostra há a menor concentração de material/seção resistente e, por isso, sua carga de ruptura será a menor dentre as três. Com isto, fica evidente a consistência entre o modo de falha observado no ensaio e o campo de deformações de Von Mises obtido pelo DIC.

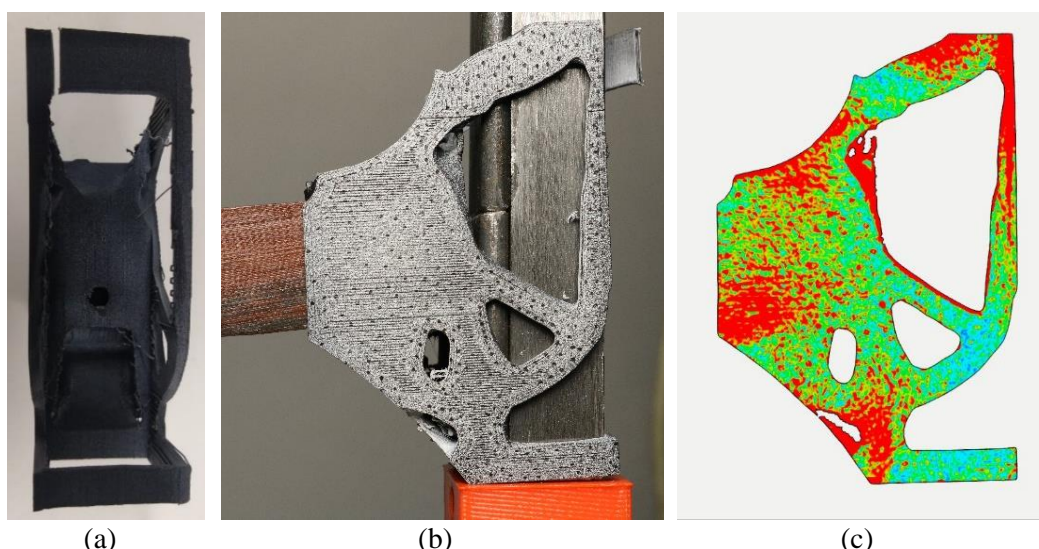


Figura B5. CP otimizado (a) Rompido; (b) No momento da ruptura; (c) Mapa de deformações via DIC

A Tabela B1, a seguir, expõe um resumo dos resultados em termos de rigidez e resistência absolutas, bem como seus respectivos valores normalizados pela massa de cada CP. Percebe-se que, como esperado, dentre os grupos otimizados o OPT-w70 apresentou as menores flexibilidades, no entanto, deve-se notar que a maior rigidez encontrada no grupo OPT-w50 é maior que a menor rigidez do grupo OPT-w70. Isto pode ser um indicador de que a estrutura otimizada com 50% de material é mais eficiente do que aquela com 70%, contudo, para que essa comparação seja justa, é importante considerar os valores normalizados pela massa. Assim sendo, nota-se que o grupo OPT-w50 de fato é o mais eficiente, visto que apresenta uma resistência normalizada muito similar ao grupo OPT-w70, porém sua rigidez normalizada é significativamente maior.

Tabela B1. Resumo dos resultados nas geometrias básica e otimizadas

CP	Massa (g)	M _{máx} (Nmm)	K (Nmm/mrad)	M _η (Nmm/g)	K _η (Nmm/g)
OPT-w50-01	21,644	16815,2	338,1	776,9	15,6
OPT-w50-02	21,315	19747,2	421,0	926,4	19,8
OPT-w50-03	21,148	17910,4	396,8	846,9	18,8
OPT-w50-04	21,260	15694,4	377,5	738,2	17,8
MÉDIA	21,342	17541,8	383,3	822,1	18,0
OPT-w70-01	26,719	17108,8	395,4	640,3	14,8
OPT-w70-02	26,742	25212,8	486,5	942,8	18,2
OPT-w70-03	26,778	22103,2	460,0	825,4	17,2
OPT-w70-04	26,965	26094,4	451,9	967,7	16,8
MÉDIA	26,801	22629,8	448,5	844,1	16,7
OR-05	39,287	47505,6	704,9	1209,2	17,9
OR-06	37,383	37748,8	568,8	1009,8	15,2
OR-07	36,022	33892,8	528,1	940,9	14,7
OR-08	35,934	33733,6	662,2	938,8	18,4
OR-09	37,160	38288,0	633,9	1030,4	17,1
OR-10	36,633	35545,6	488,6	970,3	13,3
OR-11	36,588	34994,4	600,7	956,4	16,4
MÉDIA	37,001	37387,0	598,2	1008,0	16,2

Por fim, para validar a otimização topológica, pode-se comparar os dois grupos otimizados com o grupo de geometria “cheia” (referência). A Figura B6 expõe um comparativo entre curvas representativas de cada um dos grupos de ligações ensaiados, sendo evidente os diferentes comportamentos entre as amostras otimizadas e de referência. O grupo de referência apresentou curvas com apreciável regime plástico, decorrente da falha progressiva dos enrijecedores, ao passo que as ligações otimizadas exibiram um comportamento bastante frágil devido à falha brusca na parede traseira.

Observando novamente a Tabela B1, pode-se constatar a efetividade da otimização topológica do ABAQUS. Isto porque os ganhos de rigidez normalizada de 3,6% para o grupo OPT-w70 e 11,3% para o grupo OPT-w50 mostram que houve uma melhora na eficiência da ligação em termos de rigidez, que é exatamente o parâmetro maximizado pela otimização. Vale destacar que se forem desconsiderados os CPs “outliers”, estes aumentos se tornam ainda mais proeminentes, chegando a 7,6% no grupo OPT-70 e 16,2% nos OPT-w50.

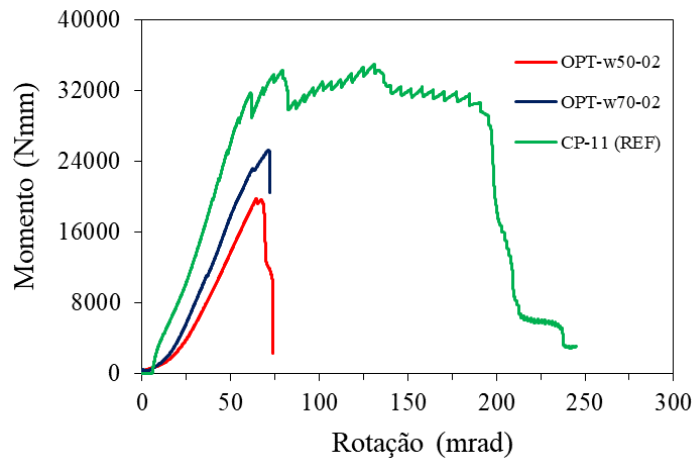


Figura B6. Curvas representativas de cada grupo de ligações ensaiado

ANEXO C - Ajuste da geometria

Tendo em vista os resultados dos ensaios preliminares e de validação, percebe-se que há parcela significativa de acomodação na curva de ensaio. A fim de minimizar este fenômeno e encontrar um comprimento de engaste adequado para a execução dos ensaios Momento-Rotação, foi conduzido um estudo comparativo no software ABAQUS. Para isso, foram definidas quatro geometrias similares baseadas no modelo OPT-w50, porém, com diferentes comprimentos de engaste na viga, a saber, 30mm, 35mm, 40mm e 45mm conforme Figuras C1a a C1d.

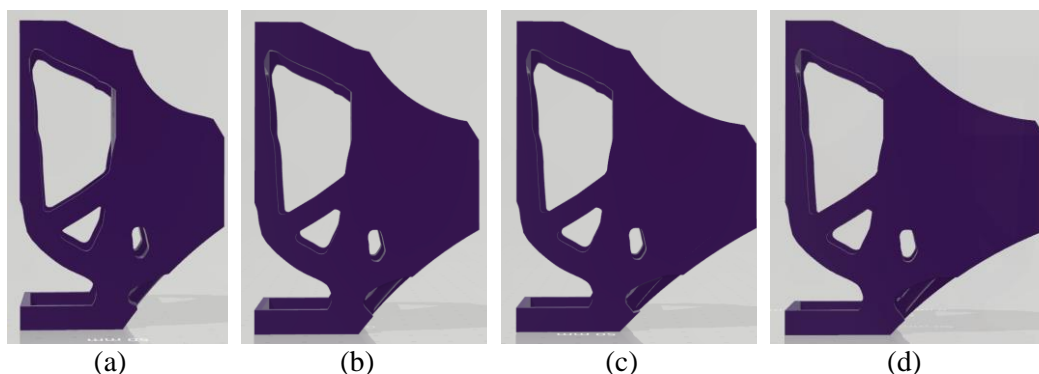


Figura C1. Geometrias com diferentes engastes. (a) OPT-w50 com 30mm. (b) 35mm. (c) 40mm. (d) 45mm

Feito isso, o setup de ensaio foi replicado no software e foram definidas as respectivas propriedades mecânicas dos materiais. Para o ABS, foi utilizado um módulo de elasticidade de 2,14GPa, Poisson de 0,35 e densidade de 1030kg/m³, conforme resultados da Seção 4.2.3.1. Para os perfis pultrudados, foi utilizado um módulo de 28GPa, Poisson de 0,28 e densidade de 1200kg/m³ consistentes com valores típicos. A malha adotada consistia de elementos quadráticos tetraédricos tipo C3D10 na ligação e elementos lineares hexaédricos tipo C3D8R nos pultrudados, ambos num tamanho de 4. O contato entre os componentes foi definido como tendo um comportamento tangencial friccional com coeficiente de 0,4 e comportamento normal do tipo “*hard contact*”. Para a análise elástica, foram adotados dois níveis de carregamento; 20N e 80N, respectivamente.

Concluídas as análises elásticas, foi capturada a maior tensão de Von Mises, bem como o deslocamento na ponta da viga para cada uma das geometrias. Os resultados estão resumidos na Tabela C1, a seguir.

Tabela C1. Resumo dos resultados do estudo comparativo

Geometria	Caso 1 (20N)	Caso 2 (80N)
Engaste 30mm	$\sigma_{mises}=3,429\text{MPa}$ $\delta=0,09285\text{mm}$	$\sigma_{mises}=12,37\text{MPa}$ $\delta=0,3412\text{mm}$
Engaste 35mm	$\sigma_{mises}=3,789\text{MPa}$ $\delta=0,1126\text{mm}$	$\sigma_{mises}=12,59\text{MPa}$ $\delta=0,3342\text{mm}$
Engaste 40mm	$\sigma_{mises}=3,387\text{MPa}$ $\delta=0,07246\text{mm}$	$\sigma_{mises}=12,17\text{MPa}$ $\delta=0,2716\text{mm}$
Engaste 45mm	$\sigma_{mises}=3,405\text{MPa}$ $\delta=0,09685\text{mm}$	$\sigma_{mises}=12,34\text{MPa}$ $\delta=0,2892\text{mm}$

As Figuras C2 e C3, apresentadas a seguir, mostram os valores normalizados de deslocamento na ponta da viga e tensão de Von Mises. Os valores apresentados no gráfico estão em percentual do valor correspondente obtido para a ligação OPT-w50. Pelos gráficos, nota-se o melhor desempenho obtido para a ligação com 40mm de engaste, manifestado por valores inferiores de tensão máxima de Von Mises e deslocamento na ponta da viga. Assim, esta ligação foi selecionada como geometria base a ser reforçada com fibras e ensaiada com perfis de PRFV.

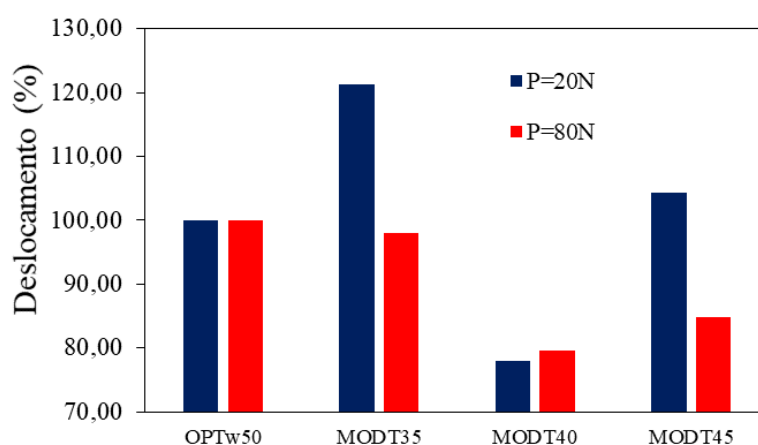


Figura C2. Resultado do estudo comparativo em termos de deslocamento

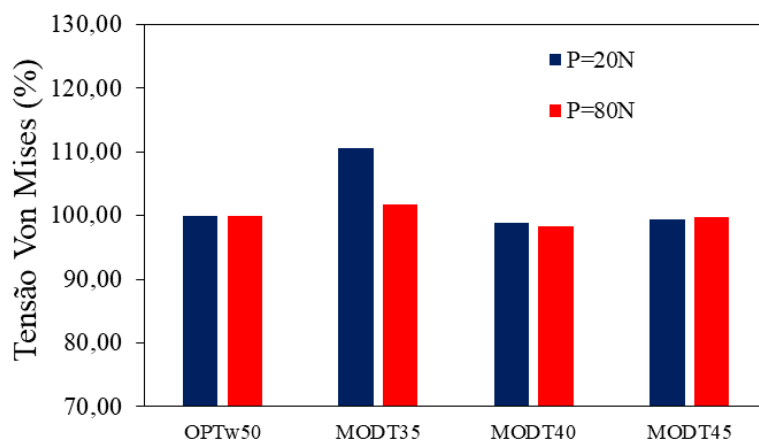


Figura C3. Resultado do estudo comparativo em termos de tensão máxima de Von Mises.

Por fim, vale mencionar que o modelo numérico da ligação com engaste de 40mm usado no estudo comparativo foi aproveitado para a definição do reforço, cujas imagens estão na Seção 4.3.2 deste documento.