UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS, METALÚRGICA E DE MATERIAIS – PPGE3M

ARTHUR BEHENCK ARAMBURU

CONCRETO AERADO AUTOCLAVADO REFORÇADO COM PINOS POLIMÉRICOS E COMPÓSITO COM FIBRAS DE VIDRO

Tese de Doutorado

Porto Alegre
2026

ARTHUR BEHENCK ARAMBURU

CONCRETO AERADO AUTOCLAVADO REFORÇADO COM PINOS POLIMÉRICOS E COMPÓSITO COM FIBRAS DE VIDRO

Tese de doutorado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, da Universidade Federal do Rio Grande do Sul como requisito para a obtenção do título de Doutor em Engenharia.
Área de Concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Sandro Campos Amico (UFRGS)
Coorientador: Prof. Dr. Rafael de Avila Delucis (UFPel)

Porto Alegre
2026

ARTHUR BEHENCK ARAMBURU

CONCRETO AERADO AUTOCLAVADO REFORÇADO COM PINOS POLIMÉRICOS E COMPÓSITO COM FIBRAS DE VIDRO

Esta tese foi analisada e julgada adequada a obtenção do título de doutor em Engenharia na área de concentração de Ciência e Tecnologia dos Materiais, e aprovado em sua forma final pelo Orientador, Coorientador e pela Banca Examinadora designada pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

BANCA EXAMINADORA:

_____

Prof. Dr. Sandro Campos Amico
Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS)

_____

Prof. Dr. Rafael de Avila Delucis
Universidade Federal de Pelotas (UFPEL)

_____

Profª. Drª. Berenice Martins Toralles
Universidade Estadual de Londrina (UEL)

_____

Profª. Drª. Monica Regina Garcez
Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS)

_____

Prof. Dr. Kinglston Soares
Instituto Federal do Espírito Santo (IFES)

ARTIGOS EM PERIÓDICOS

ARTIGO I: Behenck Aramburu A, De Avila Delucis R, Campos Amico S (2024) Autoclaved aerated concrete reinforced by polymeric pins. Mater Construcción 74:e350. https://doi.org/10.3989/mc.2024.370623

ARTIGO II: Aramburu AB, Amico SC, Delucis R de A (2025) Autoclaved aerated concrete reinforced with polymer pins as core of sandwich panels. J Sandw Struct Mater 0:1–17. https://doi.org/10.1177/10996362241312496

ARTIGO III: Aramburu AB, Alraie A, Delucis R de A, Spadea S, Amico SC (2026) Mechanical analysis of autoclaved aerated concrete (AAC) beams with GFRP faces and polymer-pins reinforcements (*em submissão).*

TRABALHOS EM CONGRESSOS

Aramburu A, Alraie A, Delucis R, Amico S, Spadea S (2025) Structural behaviour of GFRP–AAC sandwich panels reinforced with polymeric pins. In: 12th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2025), Lisbon, Portugal, 14–16 July 2025.

“Isn't that the way of the world? We want the sweet things, but we need the unpleasant ones”.

Patrick Rothfuss, The Name of the Wind

AGRADECIMENTOS

À minha esposa, Rafaela, minha melhor amiga e companheira de todas as horas, pelo apoio diário, pela compreensão constante e pela paciência incomparável em ouvir minhas angústias, dúvidas e inquietações.

À minha mãe, Zoraide, e ao meu irmão, Bruno, pelo amor incondicional que sempre me foi oferecido e pelos inúmeros sacrifícios realizados para que eu pudesse me tornar quem sou hoje.

Ao meu coorientador, Prof. Dr. Rafael Delucis, por ter sido a primeira pessoa a confiar em meu potencial acadêmico, oferecendo-me uma oportunidade inicial e tantas outras após aquela.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Sandro Amico, por todo o conhecimento compartilhado e por ser um exemplo permanente de trabalho, constância e integridade profissional. Agradeço pela confiança depositada em mim ao longo desta trajetória e pelas inúmeras lições de vida transmitidas.

Ao Dr. Ali Alraie e ao Prof. Dr. Saverio Spadea, por proporcionarem um ambiente de crescimento científico e pessoal no outro lado do mundo. Obrigado pela generosidade e coragem em acolherem um brasileiro desconhecido.

A todos os amigos do GCOMP, os quais tenho a imensa sorte de serem muitos para nomear, que fiz ao longo desta jornada e cuja convivência tornou o caminho mais leve, enriquecedor e significativo.

Às agências de fomento CNPq e CAPES, pelo apoio financeiro fundamental para a realização deste trabalho.

Muito obrigado!

RESUMO

O Concreto Celular Autoclavado (AAC) é um material leve amplamente utilizado devido às suas propriedades térmicas e acústicas, porém sua baixa resistência mecânica limita aplicações estruturais. Esta tese investiga estratégias de reforço baseadas no uso de pinos poliméricos de resina poliéster insaturada (UPR) e compósitos de polímero reforçado com fibras de vidro (GFRP), avaliando o desempenho do AAC desde a escala do material até elementos estruturais. No primeiro artigo, blocos de AAC reforçados com pinos de UPR, com diferentes diâmetros e orientações de 90° e 45°, foram analisados sob compressão e flexão, evidenciando, por meio de microscopia eletrônica de varredura, que a penetração da resina na matriz porosa do AAC promoveu ancoragem mecânica eficiente e expressivos ganhos de resistência, alcançando aumentos de até 183% em compressão e 298% em flexão. No segundo artigo, o conceito foi ampliado para painéis sanduíche com núcleo de AAC, faces de GFRP e pinos poliméricos como conectores transversais, nos quais a combinação dos materiais resultou em incrementos significativos de capacidade resistente, com aumentos de até 138% em flexão *flatwise* e até 62% em compressão *edgewise* em comparação aos painéis não reforçados. Por fim, no terceiro artigo, vigas de AAC em escala real reforçadas com laminas externas de GFRP, com e sem pinos poliméricos, foram ensaiadas sob diferentes razões vão de cisalhamento-altura útil, demonstrando que as laminas elevaram substancialmente a capacidade resistente, enquanto os pinos contribuíram para a transferência de cisalhamento, o controle de fissuração e a modificação dos mecanismos de falha, embora a resposta permanecesse governada por fenômenos interfaciais e pela interação flexão–cisalhamento. A comparação com modelos normativos revelou limitações na previsão da resistência ao cisalhamento de elementos de AAC reforçados com FRP, reforçando a necessidade de abordagens de projeto que incorporem explicitamente os mecanismos de fratura, ancoragem e transferência de esforços em concretos celulares leves.

Palavras-chave: Concreto celular autoclavado; resina poliéster; GFRP; painéis sanduíche; pinos poliméricos

ABSTRACT

Autoclaved Aerated Concrete (AAC) is a lightweight material widely used due to its thermal and acoustic properties; however, its low mechanical strength limits its application in structural elements. This thesis investigates reinforcement strategies based on the use of unsaturated polyester resin (UPR) polymeric pins and glass fiber–reinforced polymer (GFRP) composites, evaluating the performance of AAC from the material scale to structural elements. In the first article, AAC blocks reinforced with UPR pins of different diameters and orientations of 90° and 45° were analyzed under compression and flexural loading. Scanning electron microscopy revealed that resin penetration into the porous AAC matrix promoted effective mechanical anchorage and significant strength gains, reaching increases of up to 183% in compression and 298% in flexure. In the second article, this concept was extended to sandwich panels with AAC cores, GFRP face sheets, and polymeric pins acting as through-thickness connectors, in which the material combination resulted in substantial improvements in load-carrying capacity, with increases of up to 138% in flatwise flexural performance and up to 62% in *edgewise* compression compared to unreinforced panels. Finally, in the third article, full-scale AAC beams externally reinforced with GFRP laminates, with and without polymeric pins, were tested under different shear span-to-effective depth ratios, demonstrating that the laminates significantly increased load capacity, while the pins contributed to shear transfer, crack control, and modification of failure mechanisms, although the response remained governed by interfacial phenomena and shear–flexure interaction. Comparison with code-based models revealed limitations in predicting the shear strength of FRP-reinforced AAC elements, highlighting the need for design approaches that explicitly account for fracture mechanisms, anchorage behavior, and force transfer in lightweight cellular concretes.

Keywords: Autoclaved aerated concrete; Polyester resin; GFRP; Sandwich panels; polymeric pins

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Principais constituintes da matriz de AAC. 18
Figura 2 – Micrografias de AAC: (a) poro artificial; (b) poro entre aglomerados; (c) poro entre partículas. 20
Figura 3 – Comportamento tensão × deformação típico de um AAC submetido à tração/flexão e compressão. 20
Figura 4 – Forças em uma placa de FRP colada a uma viga de concreto armado fissurada. 23
Figura 5 – Mecanismo de falha de: (a) *plate-end debonding* (PE), e (b) *intermediate crack debonding* (IC). 26
Figura 6 – Estrutura genérica de um painel sanduíche. 27
Figura 7 – Classificação de núcleos de painéis sanduíche. 29
Figura 8 – Representação da seção transversal de painéis sanduíche com núcleos X-Cor™ (a) e K X-Cor™ (b). 30
Figura 9 – Micrografia representando o dano causado a um painel sanduíche pela inserção de *z-pins*. 31
Figura 10 – Perfuração do núcleo (a), preparo do processo de infusão (b), e esquema de moldagem dos pinos(c). 31
Figura 11 – Comportamento sob cisalhamento de painéis sanduiche convencionais (a) e com núcleo reforçado por pinos poliméricos (b). 33
Figura 12 – Tipos de concretos poliméricos. 34
Figura 13 – Mecanismo de adesão química entre cimento e revestimento polimérico compatível. 36
Figura 14 – Contribuição de irregularidades superficiais na adesão entre concreto e polímero. 37
Figura 15 – Processo de fabricação do RAAC reforçado com pinos poliméricos. 41
Figura 16 – Área superficial (a) e imagem binária após *thresholding* (b) do AAC utilizado. 44
Figura 17 – Curvas representativas de tensão *vs.* deformação para o AAC (a) e a UPR (b). 45
Figura 18 – Imagens de MEV da interface entre a UPR e o AAC com ampliações de (a) 200× e (b) 5000×. 46
Figura 19 – (a) Curvas representativas de tensão *vs.* deformação em compressão, e (b) resistência à compressão e módulo dos grupos de pinos orientados a 90° (letras diferentes nas barras representam diferenças significativas). 47

Figura 20 – Modos de falha dos pinos orientados a 90° sob carregamento de compressão. ... 48
Figura 21 – (a) Curvas representativas de tensão *vs.* deformação em compressão, e (b) resistência à compressão e módulo dos grupos de pinos orientados a 45°. 49
Figura 22 – Modo de falha dos pinos orientados a 45° sob carregamento de compressão. 50
Figura 23 – (a) Curvas representativas de tensão *vs.* deformação em flexão, e (b) resistência à flexão e módulo dos grupos de pinos orientados a 90°. 51
Figura 24 – Modos de falha dos grupos orientados a 90° e 45° obtidos nos ensaios de flexão. (*) amostra rompida devido à retração da resina, não elegível para ensaio mecânico. 52
Figura 25 – (a) Curvas de tensão *vs.* deformação em flexão, e (b) resistência à flexão e módulo dos grupos de pinos orientados a 45°. (*) amostra rompida devido à retração da resina, não elegível para ensaio mecânico. 53
Figura 26 – Processo de fabricação dos painéis sanduíche reforçados com pinos de UPR. 59
Figura 27 – Esquema de distribuição dos pinos no interior do painel sanduíche (distâncias em mm). 60
Figura 28 – Absorção de poliéster no AAC por capilaridade. 63
Figura 29 – (a) Vista em seção transversal por MO da interface entre a face de GFRP e o núcleo de AAC, e (b) vista em seção transversal por MEV do GFRP (manta de fibras de vidro/UPR). 64
Figura 30 – Absorção de água da camada superficial do AAC e dos painéis sanduíche GFRP/AAC. 65
Figura 31 – Curvas de tensão × deformação em compressão (a), resistência à compressão (b), e aspecto dos painéis sanduíche após a falha (c). 66
Figura 32 – Curvas de carga × deslocamento (a) e modos de falha (b) dos painéis sanduíche não reforçados sob flexão em três pontos. 68
Figura 33 – Curvas de carga × deslocamento (a) e vistas das seções internas mostrando o modo de falha dos painéis sanduíche reforçados com pinos sob flexão (b). 69
Figura 34 – Variação da tensão normal ao longo da espessura dos painéis sanduíche próximo à carga máxima para diferentes espessuras de núcleo: (a) 17 mm, (b) 35 mm, e (c) 50 mm. 70
Figura 35 – Resistência ao cisalhamento dos painéis sanduíche reforçados e não reforçados. 71
Figura 36 – Processo de reforço das vigas com GFRP e pinos poliméricos. 80
Figura 37 – Carga vs. deslocamento e imagens da falha para corpos de prova de AAC e GFRP ensaiados em vãos de cisalhamento de 250 mm (a) e 150 mm (b). 82
Figura 38 – Comportamento de falha do grupo de GFRP para um vão de cisalhamento de 150 mm. 83

Figura 39 – Comportamento de falha do grupo de GFRP para um vão de cisalhamento de 250 mm. 85
Figura 40 – Curvas de carga *vs.* deslocamento de todos os grupos para vãos de cisalhamento de 150 mm (a) e 250 mm (b), e cargas médias de falha obtidas (c). 87
Figura 41 – Padrões de falha do grupo GFRP-PIN para vãos de cisalhamento de 250 mm (a) e de 150 mm (b). 89
Figura 42 – Comportamento analítico ao cisalhamento das amostras GFRP (a) e GFRP-PIN (b). 90
Figura 43 – Comportamento analítico em flexão das amostras GFRP (a) e GFRP-PIN (b).... 91

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Resumo dos grupos de AAC reforçados com pinos de poliéster estudados. 43
Tabela 2 – Caracterização preliminar do AAC, da UPR e do GFRP. 62
Tabela 3 – Equações de cisalhamento e momento resistentes presentes nas normas estudadas. 78
Tabela 4 – Propriedades mecânicas dos materiais utilizados. 79

SUMÁRIO

CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO 15

1.1. Objetivos 17

CAPÍTULO II – FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA 18

2.1. Concreto aerado autoclavado (AAC) 18

2.1.1. Microestrutura e propriedades mecânicas 19

2.1.2. Concreto aerado autoclavado reforçado (RAAC) convencional 21

2.2. Concreto reforçado com FRP 22

2.2.1. Propriedades mecânicas de sistemas concreto/FRP 22

2.2.2. FRP aderidos externamente 25

2.3. Painéis sanduíche 27

2.3.1. Núcleos de painéis sanduíche 28

2.3.2. Painéis sanduíche com núcleo reforçado 29

2.4. Interação concreto/polímero 33

2.4.1. Tipos de concretos poliméricos 34

2.4.2. Propriedades de concreto revestido com polímero 35

CAPÍTULO III – CONCRETO CELULAR AUTOCLAVADO REFORÇADO COM PINOS POLIMÉRICOS 38

3.1. Introdução 38

3.2. Materiais e métodos 40

3.2.1. Seleção dos materiais 40

3.2.2. Configurações dos pinos e manufatura 41

3.2.3. Características morfológicas e físicas 42

3.2.4. Ensaios mecânicos 42

3.3. Resultados e discussão 44

3.3.1. Caracterização preliminar 44

3.3.2. Comportamento à compressão 47

3.3.3. Comportamento à flexão 50

3.4. Conclusões 55

CAPÍTULO IV – CONCRETO CELULAR AUTOCLAVADO REFORÇADO COM PINOS DE POLÍMERO COMO NÚCLEO DE PAINÉIS SANDUÍCHE 56
4.1. Introdução 56
4.2. Materiais e métodos 58
4.2.1. Seleção e caracterização dos materiais 58
4.2.2. Fabricação dos painéis 59
4.2.3. Configuração dos pinos 60
4.2.4. Microscopia e absorção capilar de água e de UPR 60
4.2.5. Ensaios mecânicos 61
4.3. Resultados e discussão 62
4.3.1. Impregnação da resina e qualidade da face compósita 62
4.3.2. Comportamento à compressão 65
4.3.3. Comportamento à flexão 67
4.4. Conclusões 71
CAPÍTULO V – ANÁLISE MECÂNICA DE VIGAS DE CONCRETO AERADO AUTOCLAVEADO COM REFORÇOS DE GFRP E PINOS POLIMÉRICOS 73
5.1. Introdução 73
5.2. Revisão de métodos analíticos 75
5.3. Estudo experimental 79
5.3.1. Seleção e caracterização dos materiais 79
5.3.2. Reforço com GFRP e pinos poliméricos 80
5.3.3. Análise experimental 81
5.4. Resultados e discussão 81
5.4.1. Efeito do reforço longitudinal em diferentes vãos de cisalhamento 81
5.4.2. Efeito do reforço transversal com pinos poliméricos 86
5.4.3. Abordagem analítica 89
5.5. Conclusões 92
CAPÍTULO VI – INTEGRAÇÃO DOS ARTIGOS DA TESE 94
CAPÍTULO VII – CONCLUSÕES 96
CAPÍTULO VIII – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS 98
CAPÍTULO IX – REFERÊNCIAS 99

CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO

O Concreto Celular Autoclavado (AAC) é um material com baixa densidade e elevado desempenho térmico (Emelianov et al. 2023) e acústico (Yusrianto et al. 2022), resistência ao fogo (Narayanan and Ramamurthy 2000) e bom comportamento sísmico (Xu et al. 2021). Essas características decorrem de sua estrutura altamente porosa, formada no processo de expansão química e consolidada pela autoclavagem que confere estabilidade dimensional e ganhos de resistência em relação a outros concretos leves (Mitsuda et al. 1992; Chen et al. 2017).

O AAC tem despertado crescente interesse do ponto de vista ambiental, uma vez que sua produção pode incorporar resíduos industriais e demandar menor consumo de matéria-prima quando comparada a sistemas construtivos convencionais (Abhilasha et al. 2023). Apesar dessas vantagens, o uso do AAC em aplicações estruturais permanece limitado, sobretudo em elementos submetidos a carregamentos de flexão devido à sua resistência mecânica relativamente baixa e ao seu comportamento intrinsecamente frágil (Gokmen et al. 2019).

Historicamente, a expansão do uso estrutural do AAC tem sido viabilizada pela incorporação de armaduras de aço (Qu and Zhao 2017; Michelini et al. 2023). Embora essa estratégia seja eficaz no aumento da capacidade resistente em curto prazo, ela introduz problemas significativos de durabilidade, já que a elevada porosidade e permeabilidade do AAC favorecem a penetração de água e agentes agressivos, acelerando processos de corrosão das armaduras metálicas (Berrocal et al. 2016). Casos recentes de deterioração generalizada de painéis estruturais de AAC reforçados com aço, especialmente em edifícios públicos no Reino Unido, evidenciaram as limitações desse sistema e reforçaram a necessidade de soluções alternativas para o reforço dessas estruturas (Goodier et al. 2022).

Nesse contexto, o uso de materiais poliméricos e compósitos surge como uma alternativa promissora em razão de sua elevada resistência química, baixa densidade e boas propriedades mecânicas (Patil et al. 2017; Choi et al. 2021). Entre essas soluções, destaca-se o emprego de polímeros termofixos, como a resina poliéster insaturada, que apresenta cura à temperatura ambiente, boa resistência à água e compatibilidade com diferentes sistemas (Philips and Nair 2023). A possibilidade de penetração da resina nos poros do AAC cria condições favoráveis para o desenvolvimento de interfaces mecanicamente intertravadas, capazes de transferir esforços de cisalhamento de forma eficiente (Sarde and Patil 2019; Ramesh Kumar and Rishab Narayanan 2020; Nodehi 2022). Paralelamente, técnicas consolidadas na área de estruturas sanduíche, como o uso de pinos poliméricos atravessando a

espessura do núcleo, têm demonstrado elevado potencial para melhorar o desempenho mecânico de materiais frágeis, redirecionando a propagação de fissuras e alterando modos de falha com pouco aumento de peso (Zheng et al. 2014; Fojtl et al. 2018; Kaya and Selver 2019).

Esta tese é apresentada no formato de três artigos, e o primeiro deles se insere nesse cenário ao investigar, em nível de material, o reforço do AAC por meio da introdução de pinos de resina poliéster insaturada com diferentes orientações, diâmetros e espaçamentos. O estudo explora de forma sistemática a influência desses parâmetros no comportamento à compressão e à flexão, bem como os mecanismos físicos associados à interação entre o polímero e a matriz celular do concreto. Ao analisar a interface UPR–AAC em escala microestrutural e correlacioná-la com o desempenho mecânico global, o trabalho visa estabelecer bases conceituais para o uso de pinos poliméricos como reforços discretos em concretos celulares.

No segundo artigo, a abordagem é ampliada para a escala de elementos estruturais compósitos, por meio do desenvolvimento de painéis sanduíche com núcleo de AAC, faces de polímero reforçado com fibra de vidro e pinos poliméricos atuando como conectores internos. Essa configuração explora o potencial do AAC como núcleo estrutural em sistemas sanduíche, baseado em suas propriedades, enquanto as faces de GFRP assumem a maior parte das tensões normais induzidas pela flexão. O estudo investiga o efeito da espessura do núcleo e da introdução dos pinos no comportamento à flexão e à compressão de *edgewise*, analisando os mecanismos de transferência de carga entre núcleo e faces.

O terceiro artigo aprofunda a análise estrutural ao investigar o comportamento de corpos de prova em escala comercial de AAC reforçados por GFRP e pinos poliméricos, considerando explicitamente os mecanismos de flexão, cisalhamento e falha interfacial. A investigação experimental e analítica das vigas permitiu avaliar de forma abrangente a influência da razão vão-altura no modo de ruptura, a interação entre ação de arco e fissuração diagonal, e a ação dos pinos para transferência adicional de cisalhamento na interface AAC–GFRP.

Assim, esta tese propõe e avalia uma estratégia de reforço progressiva para o AAC, partindo do nível microestrutural e de material, avançando para elementos compósitos do tipo sanduíche e culminando na análise estrutural de vigas de AAC reforçadas com polímeros e compósitos. São identificados os mecanismos fundamentais que controlam a transferência de esforços, a fissuração e os modos de falha em sistemas híbridos AAC–polímero–FRP, contribuindo para o avanço do conhecimento sobre materiais celulares reforçados.

1.1. Objetivos

O **Objetivo Geral** desta tese é investigar estratégias de reforço do concreto celular autoclavado por meio do uso de pinos poliméricos e compósitos de GFRP, visando a melhoria de seu desempenho estrutural. Para tal, definiu-se os seguintes **objetivos específicos**:

- Avaliar a interface entre a resina poliéster insaturada dos pinos e a matriz porosa do AAC em termos de permeação e resistência mecânica;
- Investigar a influência da orientação, do diâmetro e do espaçamento dos pinos poliméricos na resposta sob compressão e flexão de elementos de AAC;
- Desenvolver e avaliar painéis sanduíche com núcleo de AAC e faces de GFRP, caracterizando seu desempenho estrutural sob flexão e compressão;
- Investigar a contribuição dos pinos poliméricos como conectores internos na transferência de cisalhamento e na integridade da interface núcleo–faces em painéis sanduíche GFRP–AAC;
- Analisar a influência da espessura do núcleo e da configuração dos pinos no desempenho mecânico e funcional dos painéis sanduíche reforçados;
- Avaliar o comportamento estrutural de vigas de AAC reforçadas externamente por lâminas de GFRP considerando diferentes regimes de flexão;
- Analisar a influência da razão vão de cisalhamento–altura útil na transição entre regimes dominados por cisalhamento e por flexão em elementos de AAC reforçados com GFRP e pinos;
- Comparar os resultados experimentais com previsões obtidas a partir de modelos normativos e analíticos com relação ao comportamento sob cisalhamento e à flexão de elementos de AAC reforçados com FRP.

CAPÍTULO II – FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1. Concreto aerado autoclavado (AAC)

O concreto aerado autoclavado (AAC) é um dos materiais de alvenaria mais leves disponíveis atualmente na indústria da construção (Abhilasha et al. 2023). Apresenta características como alta resistência por unidade de peso, baixa densidade e retração, elevados isolamento térmico e resistência ao fogo, sendo utilizado na construção não estrutural (alvenaria de vedação) e estrutural (sistemas de pisos e cobertura) desde os anos 1920 (Karakurt et al. 2010; Thongtha et al. 2014). Além disso, em comparação com materiais de construção convencionais, *i.e.*, concreto normal e bloco cerâmicos, a utilização de AAC reduz drasticamente (40-70%) o consumo energético e a emissão de CO_2 pela indústria da construção civil, sendo considerado um material ecologicamente amigável (Bonakdar et al. 2013).

Em geral, o AAC pode ser preparado sob condições de alta pressão e temperatura (180-200 °C) em uma autoclave, após a mistura homogênea de matérias-primas comumente disponíveis, como uma mistura fina de areia de quartzo, cimento, cal e pó de alumínio (agente de incorporação de ar) (Rafiza et al. 2022), conforme ilustrado na Figura 1. Esse agente forma poros quando curado a vapor sob alta pressão e temperatura. Durante o processo, o AAC é fortalecido pela formação do silicato de cálcio hidratado (C-S-H, $Ca_5Si_6O_{16}(OH)_2 \cdot 4H_2O$) (Abhilasha et al. 2023).

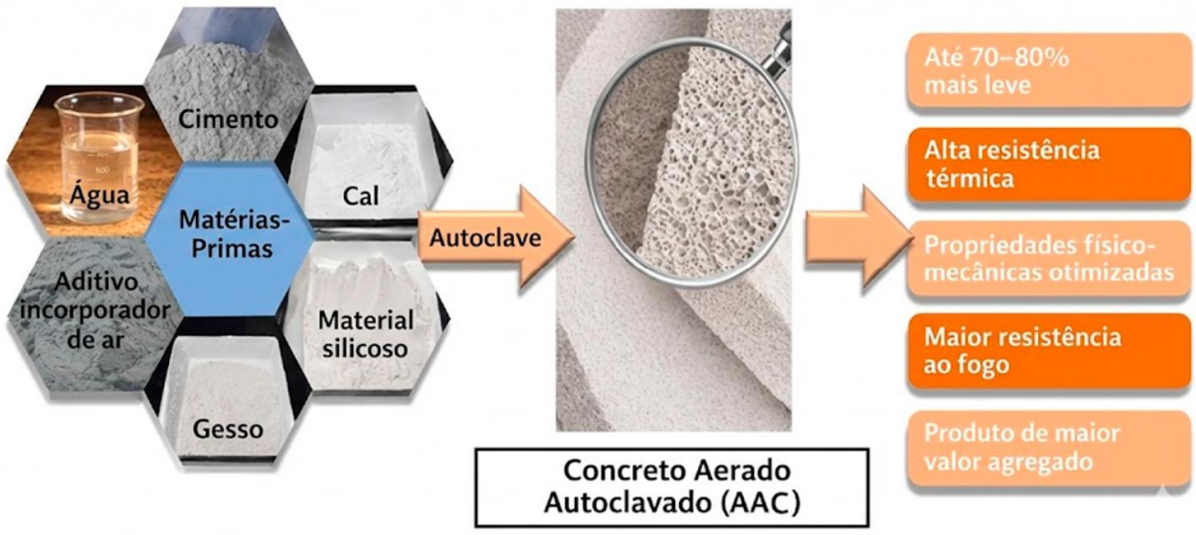


Figura 1 – Principais constituintes da matriz de AAC.

Fonte: Abhilasha et al. (2023)

Por métodos apropriados de produção, é possível obter AAC com uma ampla gama de densidades (350-1800 kg/m^3), oferecendo assim flexibilidade na fabricação de produtos específicos, como estruturais, divisórias e isolamento (Walczak et al. 2015). Embora o AAC tenha sido inicialmente concebido como um material de isolamento, foi amplamente utilizado em aplicações estruturais devido ao seu baixo peso e consumo de materiais, e potencial para a incorporação de resíduos em larga escala, como cinzas resultantes de processos industriais (e.g., cinza volante), em um volume de até 65% (Narayanan and Ramamurthy 2000). Nesse contexto, embora o AAC seja geralmente considerado um material tradicional e tenham sido publicados numerosos avanços de pesquisa sobre esse tema, sua composição e processamento podem ainda ser melhorados para obter ganhos em retração, propriedades térmicas e durabilidade a longo-prazo. As propriedades finais desse material dependem de fatores como natureza das matérias-primas, proporção de materiais e condições da autoclavagem. Contudo, a microestrutura celular é o fator mais preponderante nas propriedades desse compósito cimentício (Chen et al. 2013; Yang and Lee 2015).

2.1.1. Microestrutura e propriedades mecânicas

No AAC, o método de formação de poros é o principal fator que influencia sua microestrutura e, portanto, as propriedades do compósito. A estrutura do material é caracterizada por uma matriz contendo um alto volume de micro- e macroporos (Narayanan and Ramamurthy 2000). Os macroporos (diâmetro > 60 μm) são formados pela expansão da massa causada pela aeração, enquanto os microporos são as cavidades originadas nas paredes entre os macroporos (Chen *et al.*, 2021a).

O AAC é muitas vezes caracterizado pela distribuição de poros artificiais (Figura 2a), poros entre aglomerados e poros entre partículas (Figura 2b) (Chen *et al.*, 2021b). Na autoclavagem, parte do material silicoso fino reage com o calcário liberado pela hidratação do cimento formando uma estrutura microcristalina (C-S-H) com superfície específica muito menor (Figura 2c), afetando propriedades como resistência mecânica, permeabilidade, difusividade, retração e fluência (Qu and Zhao 2017). Como as propriedades são intimamente relacionadas com a distribuição de tamanhos dos poros, a caracterização da estrutura dos poros é extremamente importante, sendo que a porosidade em AAC pode chegar a 80% do volume (Cabrillac et al. 2006; Qu et al. 2020).

Em suma, os mecanismos de formação de poros e de C-S-H afetam intrinsicamente as propriedades físicas e químicas do material. Poros menores levam a uma resistência à

compressão e densidade mais altas (Yusrianto et al. 2022). Contudo, assim como a maioria dos compósitos cimentícios, o AAC é inerentemente frágil, o que está frequentemente relacionado à fissuração em cargas de serviço (Erofeeva et al. 2021) (Figura 3).

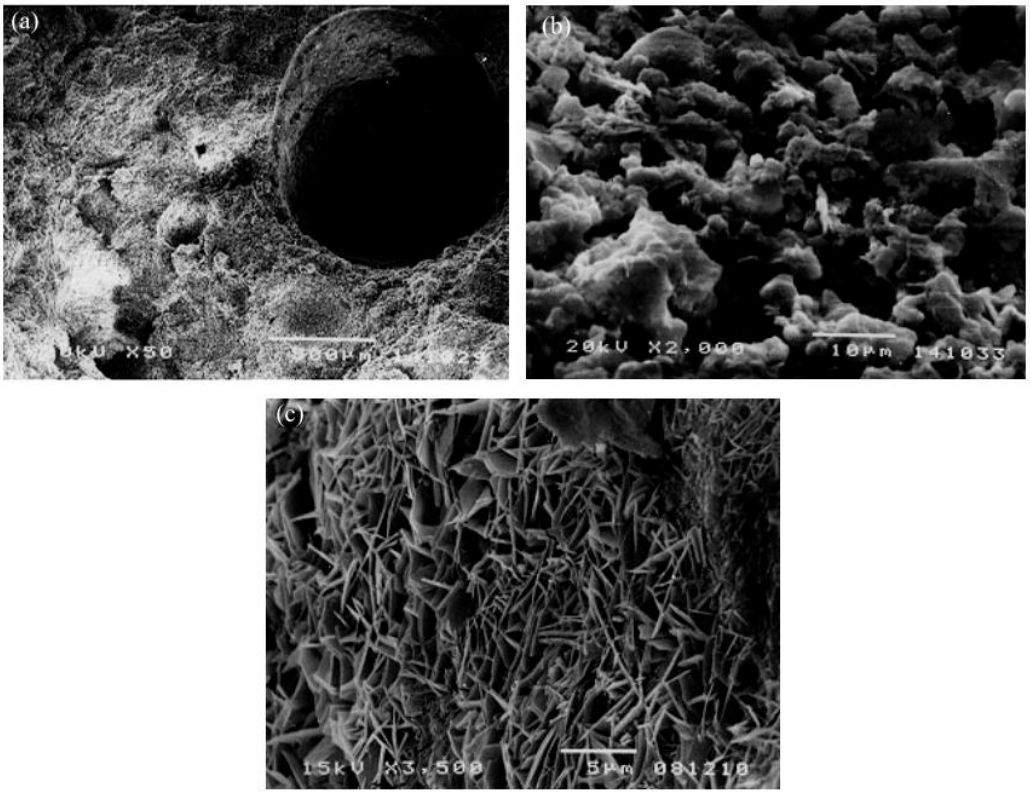


Figura 2 – Micrografias de AAC: (a) poro artificial; (b) poro entre aglomerados; (c) poro entre partículas.

Fonte: Narayanan e Ramamurthy (2000)

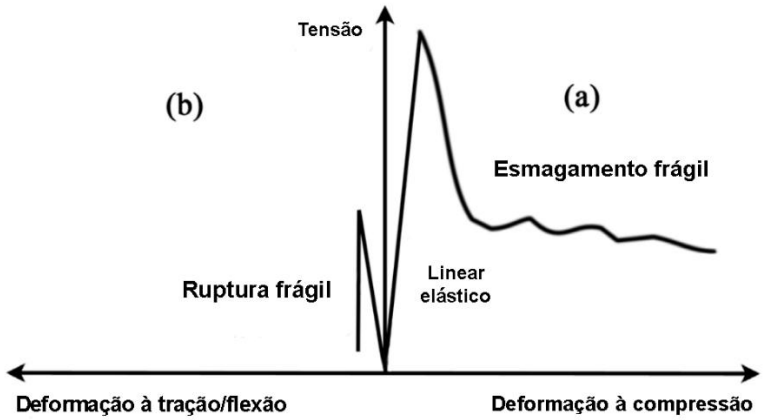


Figura 3 – Comportamento tensão × deformação típico de um AAC submetido à tração/flexão e compressão.

Fonte: Adaptado de Qu e Zhao (2017)

A baixa resistência do concreto à tração comparada à compressão é uma característica intrínseca dos materiais cimentícios, sendo influenciada principalmente pela sua microestrutura, a presença de vazios na matriz e o mecanismo de propagação de trincas nos compósitos. De fato, estima-se que a resistência em flexão seja em torno de 17 a 34% da resistência à compressão (Bonakdar et al. 2013; Qu and Zhao 2017). Essa baixa resistência e seu comportamento frágil podem impor limitações em aplicações estruturais que demandam maior resistência à flexão, como vigas e lajes.

2.1.2. Concreto aerado autoclavado reforçado (RAAC) convencional

Reforçar AAC é essencial para melhorar seu desempenho estrutural e durabilidade visto que os concretos celulares têm resistência muito inferior aos concretos de densidade convencional. Barras de reforço e estruturas tipo treliça, frequentemente fabricadas de aço, são amplamente utilizadas em estruturas de concreto aerado autoclavado reforçado (RAAC) (Bakbak and Kurtoğlu 2019). Essas barras são estrategicamente colocadas em elementos de AAC, como paredes, vigas e colunas, para absorver forças de tração, prevenindo fissuras e aumentando a durabilidade (Badonbok Lyngkhoi et al. 2023).

Nesse contexto o RAAC foi uma forma muito comum de construção em muitos países na década de 1970, contudo, em 2023, mais de 150 escolas na Inglaterra receberam instruções para fechar prédios construídos com RAAC. Dezenas de milhares desses painéis estruturais estão em uso atualmente, sendo que muitos apresentam sinais claros de desgaste e deterioração, aumentando a preocupação o fato do RAAC ter ultrapassado sua vida útil esperada, podendo entrar em colapso com pouco ou nenhum aviso prévio em edifícios públicos, como hospitais, aeroportos e teatros. Esse fato ocorre principalmente devido à estrutura porosa do AAC, que permite a entrada de água no material e, por consequência, as barras de aço que reforçam o RAAC tendem a se deteriorar (Goodier et al. 2022).

Normalmente, o concreto gera uma proteção passiva na superfície das armaduras de aço. No entanto, com a entrada de água, oxigênio, cloretos e dióxido de carbono danificam essa proteção, levando à corrosão das armaduras pela formação de produtos expansivos que se acumulam na interface entre com o concreto, consequentemente causando fissuras na camada protetora das armaduras de aço (You et al. 2020). Nesse contexto, pesquisas recentes focam o uso de reforços mais duráveis, como Li et al. (2023) que estudaram o uso de AAC reforçado com tela de basalto, e encontraram um aumento da resistência à flexão e a absorção de energia de lajes de AAC em relação às amostras não reforçadas, contudo o uso de FRPs em concretos,

tanto AAC como convencionais, requer atenção especial devido ao seu comportamento mecânico que difere do reforço de aço normalmente utilizado nessas estruturas.

2.2. Concreto reforçado com FRP

Os sistemas de concreto reforçado com FRP distinguem-se fundamentalmente dos sistemas convencionais não apenas pelas propriedades intrínsecas do material de reforço, mas também pelos mecanismos resistentes mobilizados, pela forma como as tensões são transferidas entre os constituintes e pelo comportamento global da estrutura até a ruptura (Fico et al. 2008). Diferentemente do aço, os compósitos reforçados com fibras apresentam comportamento linear-elástico até a falha, elevada resistência específica, características que influenciam diretamente a resposta estrutural do concreto armado com FRP (Stratford and Burgoyne 2003).

No contexto estrutural, a substituição parcial ou total das armaduras de aço por barras ou laminados de FRP altera de maneira significativa a distribuição de tensões, o padrão de fissuração e os mecanismos de resistência associados à flexão (Ferdous et al. 2018) , ao cisalhamento (Tureyen and Frosch 2002) e à aderência (Mensah et al. 2020). A menor rigidez axial típica da maioria dos sistemas de FRP, quando comparada à do aço, resulta em maiores deformações sob níveis equivalentes de carregamento, o que se reflete em aberturas de fissuras mais pronunciadas e em uma redistribuição distinta das tensões internas no concreto (Stratford and Burgoyne 2003).

No caso específico de concretos de menor densidade ou resistência, como o concreto celular autoclavado, essas diferenças assumem ainda maior relevância, uma vez que a capacidade do substrato cimentício de resistir a tensões é intrinsecamente limitada. Assim, a interação entre concreto e FRP passa a governar o desempenho estrutural, especialmente no que diz respeito aos modos de falha associados à interface e à fratura do material.

2.2.1. Propriedades mecânicas de sistemas concreto/FRP

A rigidez axial relativamente reduzida das barras ou laminados de FRP, em especial daqueles reforçados com fibras de vidro, exerce influência direta sobre o estado de fissuração do concreto sob carregamento, a menor capacidade de restrição das deformações de tração (quando comparada ao aço) resulta em fissuras mais espaçadas e com maiores aberturas, quando comparadas às observadas em sistemas armados com aço (Ashour 2006). Esse comportamento afeta não apenas o desempenho em serviço, mas também os mecanismos resistentes

mobilizados após a fissuração, como ilustrado na Figura 4, com reflexos diretos sobre a resistência dos elementos estruturais (Mohammadi et al. 2017a; Guo et al. 2021; Mostofinejad and Abdoli 2025), como ilustrado na Figura 4.

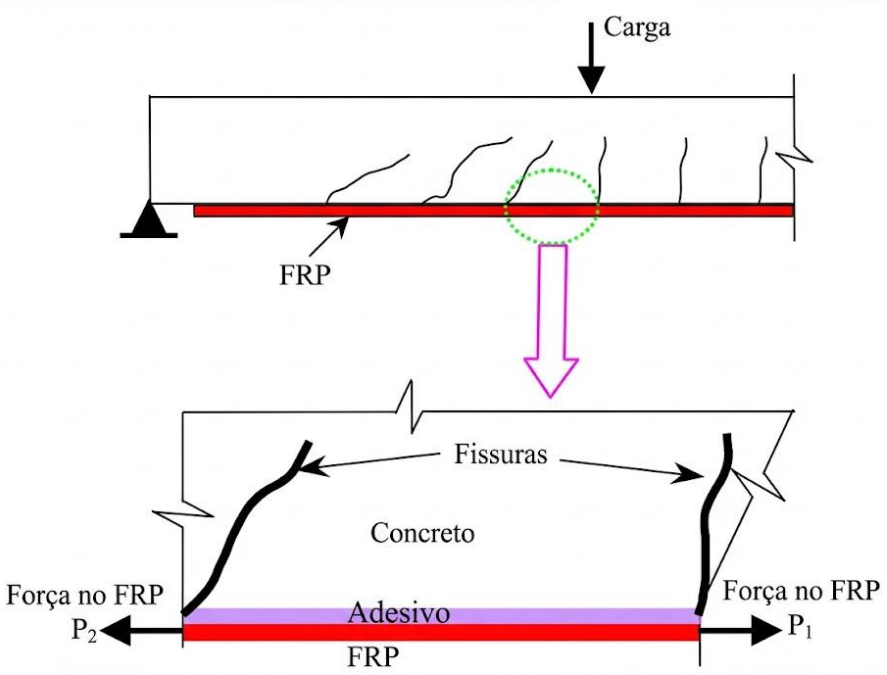


Figura 4 – Forças em uma placa de FRP colada a uma viga de concreto armado fissurada.
Fonte: Adaptado de Teng et al. (2006)

Nesse contexto, o comportamento ao cisalhamento assume papel central no dimensionamento de estruturas de concreto reforçadas com FRP (Fico et al. 2008; Spadea et al. 2017). Embora os compósitos apresentem elevada resistência à tração, frequentemente superior à do aço, sua aplicação estrutural é condicionada pelo comportamento linear-elástico até a ruptura e pela ausência de escoamento plástico, o que torna a falha do FRP abrupta e indesejável do ponto de vista da segurança estrutural. Em razão da menor rigidez axial desses materiais, desenvolvem-se maiores deformações sob carregamento, favorecendo a formação e a abertura de fissuras inclinadas que se propagam ao longo da altura da seção, fazendo com que o cisalhamento frequentemente governe o modo de ruptura do elemento (Tureyen and Frosch 2002; Ashour 2006; Ferdous et al. 2018).

Nesse contexto, Chen et al. (2020). investigaram os mecanismos de transferência de esforços e a resistência ao cisalhamento de vigas-parede de concreto reforçadas com barras de FRP e demonstraram que a rigidez do reforço constitui o principal fator que influencia esse comportamento. Por meio de simulações numéricas, os autores observaram que a diferença de rigidez entre vigas reforçadas com aço e com FRP é o fator que mais contribui para as

discrepâncias observadas no desempenho ao cisalhamento desses elementos. Apesar disso, verificou-se que o mecanismo global de transferência de cargas, governado pela ação de bielas e tirantes, bem como o modo de ruptura predominante, caracterizado pela compressão diagonal do concreto, permanecem essencialmente os mesmos, independentemente do tipo de reforço utilizado.

Além disso, Liang et al. (2023) realizaram uma revisão sobre o desempenho ao cisalhamento de vigas de concreto reforçadas com barras de FRP e destacaram que o baixo módulo de elasticidade desses materiais, aliado à redução das propriedades mecânicas na região dobrada dos estribos de FRP, dificulta a limitação da fissuração do concreto. Como consequência, observa-se um desempenho ao cisalhamento inferior e a manifestação de um efeito de tamanho mais pronunciado quando comparado a vigas armadas com aço.

Finalmente, Elghandour et al. (2023) estudaram a resistência ao cisalhamento de vigas de concreto reforçadas longitudinalmente com barras de CFRP e sem estribos, destacando que as recomendações de projeto presentes em normas internacionais apresentam diferenças significativas na estimativa dessa resistência. Essas discrepâncias foram atribuídas a diversos fatores que influenciam o comportamento ao cisalhamento, incluindo a razão vão-altura (a/d), o tamanho da viga, a geometria da seção transversal e a resistência à compressão do concreto. Esse comportamento resulta em maiores deformações no reforço, abertura mais pronunciada de fissuras e redução da contribuição dos mecanismos clássicos de resistência ao cisalhamento, como o intertravamento de agregados e a *dowel action* da armadura longitudinal.

Do ponto de vista energético, a fratura em sistemas concreto/FRP tende a ser governada pela propagação instável de fissuras, tanto no concreto quanto na interface, uma vez que a capacidade de dissipação de energia plástica é reduzida devido a ausência de escoamento no FRP. Em consequência, a avaliação da energia de fratura e dos mecanismos de dissipação associados à interface concreto/FRP assume papel central na análise e no dimensionamento desses sistemas (Achintha and Burgoyne 2012, 2013). Essas particularidades tornam evidente que a simples substituição do aço por FRP, mantendo-se inalterados os modelos de cálculo desenvolvidos para o concreto armado convencional, não é suficiente para garantir previsões seguras e realistas do comportamento estrutural. A compreensão aprofundada das propriedades mecânicas dos sistemas concreto/FRP constitui, portanto, um requisito fundamental para o desenvolvimento de soluções estruturais eficientes.

2.2.2. FRP aderidos externamente

O uso mais comum de FRPs em estruturas de concreto ocorre por meio de barras pultrudadas empregadas como armadura embebida. Entretanto, a aplicação de lâminas ou laminados de FRP como reforço externo tem sido objeto de estudo na literatura, especialmente no contexto de intervenções voltadas à recuperação de estruturas existentes (*retrofit*) (Buyukozturk and Hearing 1998). Esses sistemas se baseiam no princípio de que laminados podem atuar como reforço suplementar, contribuindo para a resistência às tensões geradas na flexão e ao cisalhamento. Essa técnica distingue-se dos sistemas de armadura interna não apenas pela posição do reforço, mas também pelos mecanismos de transferência de esforços e pelos modos de falha associados.

Nesse contexto, um dos principais desafios associados aos sistemas de FRP aderidos externamente reside nos modos de falha prematuros governados pela interface (Teng et al. 2006). Estudos experimentais demonstram que a ruptura por descolamento do FRP, seja por falha adesiva, coesiva no concreto ou por destacamento de uma camada superficial do substrato cimentício, frequentemente limita a capacidade resistente do sistema antes que a resistência última do compósito seja atingida (Ko et al. 2014; Guo et al. 2021). Esse comportamento é particularmente crítico em concretos de menor resistência ou maior porosidade, nos quais a zona superficial apresenta menor capacidade de resistir às tensões de cisalhamento e de tração induzidas pela transferência de carga.

O descolamento de sistemas de FRP pode ocorrer por diferentes mecanismos, associados à formação e à propagação de fissuras na interface entre o compósito e o concreto. O descolamento por extremidade, comumente denominado *plate-end debonding* (PE), manifesta-se quando uma fissura interfacial se inicia em decorrência da abertura de uma fissura de cisalhamento nas proximidades da extremidade do reforço em FRP (Yao and Teng 2007). Por outro lado, o descolamento induzido por fissuras intermediárias, conhecido como *intermediate crack debonding* (IC), é ativado pela formação de uma fissura interfacial associada à abertura de uma fissura de flexão crítica em regiões submetidas a elevados momentos fletores (Mohammadi et al. 2017b).

O mecanismo de PE (Figura 5a) está associado à abertura de fissuras de cisalhamento nas proximidades da extremidade do laminado, onde restrições geométricas e descontinuidades na transferência de esforços levam à concentração elevada de tensões de cisalhamento e de arrancamento na interface concreto–adesivo–FRP. Nessa condição, a propagação da fratura tende a envolver toda a espessura do cobrimento de concreto, configurando um modo de falha

frequentemente interpretado como governado pela resistência ao cisalhamento do substrato cimentício (Teng et al. 2006; Achintha and Burgoyne 2012).

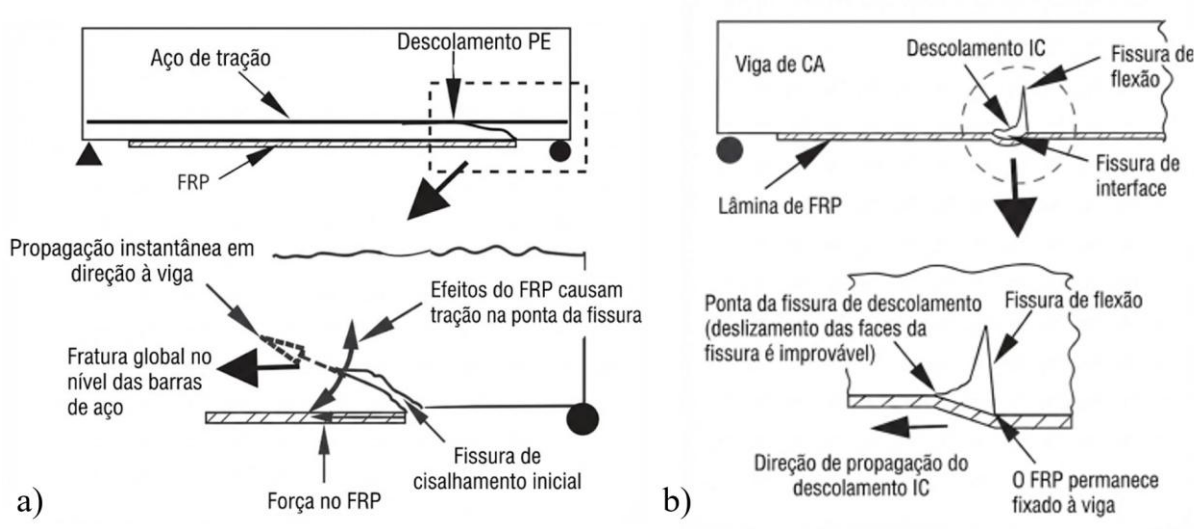


Figura 5 – Mecanismo de falha de: (a) *plate-end debonding* (PE), e (b) *intermediate crack debonding* (IC).
Fonte: Adaptado de Achintha and Burgoyne (2012)

Por sua vez, o mecanismo de IC *debonding* (Figura 5b) é caracterizado pela abertura de fissuras de flexão em regiões submetidas a elevados momentos fletores, tipicamente afastadas das extremidades do reforço (Achintha and Burgoyne 2012). A abertura dessas fissuras induz deslocamentos relativos entre o concreto e o FRP, gerando tensões interfaciais concentradas que promovem a nucleação e a propagação de uma fratura ao longo de uma fina camada de concreto adjacente à interface. Diferentemente do PE, o IC *debonding* é caracterizado pela separação de uma camada superficial de poucos milímetros de espessura, sendo frequentemente interpretado como um fenômeno de fratura governado pelas propriedades da interface concreto–FRP (Teng et al. 2006; Mohammadi et al. 2017a). Em ambos os casos se observa que a fratura ocorre predominantemente no concreto, e não no compósito, sendo a trajetória da fissura fortemente influenciada pela magnitude da força axial mobilizada no FRP e por sua posição em relação à fissura principal.

Do ponto de vista mecânico, os sistemas de FRP aderidos externamente apresentam comportamento global fortemente influenciado pela natureza frágil do compósito e pela ausência de mecanismos significativos de redistribuição plástica. A resposta tensão–deformação do FRP permanece linear até a ruptura, de modo que qualquer perda de aderência ou instabilidade na interface pode desencadear uma falha abrupta do sistema (Achintha and

Burgoyne 2012). Quando o AAC é empregado como elemento central do sistema estrutural e FRPs são aplicados nas faces superior e inferior, a configuração resultante pode ser interpretada, como um painel sanduíche. Essa analogia torna-se particularmente adequada ao se considerar a baixa densidade e o reduzido módulo de elasticidade do AAC em comparação com compósitos poliméricos termorrígidos reforçados com fibras, fazendo com que as faces em FRP concentrem a maior parte das tensões normais associadas à flexão, enquanto o núcleo de AAC atua predominantemente na transferência de cisalhamento e na estabilização das faces.

2.3. Painéis sanduíche

Painéis sanduíche são constituídos por duas faces finas separadas por um núcleo espesso, formando uma estrutura leve e eficiente para resistir aos esforços gerados quando submetida à flexão (Chai and Zhu 2011) (Figura 6). Geralmente, as faces são materiais compósitos, *e.g.* CFRP (Dimassi et al. 2016; Virakthi et al. 2018), GFRP (Kocher et al. 2001; Dimassi et al. 2018; Selver et al. 2021), metais ou plásticos, enquanto os núcleos são espumas rígidas, estruturas *honeycomb* ou madeiras leves (Long et al. 2008; Shir Mohammadi and Nairn 2017; Delucis et al. 2021)

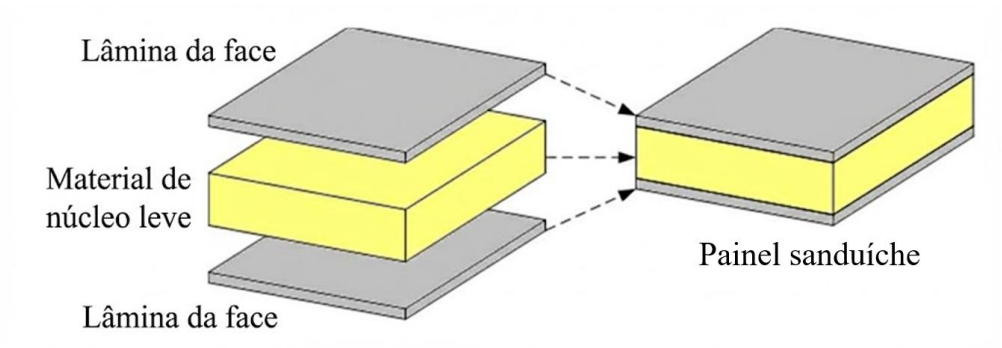


Figura 6 – Estrutura genérica de um painel sanduíche.
Fonte: Besse (2012)

Os painéis sanduíche possuem faces de materiais finos, rígidos e resistentes, enquanto o núcleo é muito mais espesso, leve e relativamente flexível (Gay and Hoa 2007). Birman e Kardomateas (2018) afirmam que, em uma estrutura sanduíche, as faces resistem à maior parte das tensões de tração e compressão geradas em uma flexão, enquanto o núcleo sustenta o cisalhamento, redistribui as forças normais à superfície e mantém a integridade da estrutura. De forma geral, as propriedades mecânicas dessas estruturas dependem, principalmente, de três

fatores: propriedades da face, propriedades do núcleo e adesão da interface entre face e núcleo (Jayaram et al. 2022).

O estudo do comportamento estrutural e da falha de estruturas sanduíche tem aumentado nos últimos anos, e a combinação de alta resistência e baixa densidade são fundamentais para estruturas eficientes (Henao et al. 2010; Long 2011; Zhao and Guo 2018). Castanie, Bouvet e Ginot (2020) afirmam que o conceito da construção sanduíche é aumentar a inércia da peça sem onerar severamente a densidade. Logo, o dimensionamento do núcleo requer cuidado visto que os materiais utilizados suportam cargas muito menores que as faces, o que pode causar uma instabilidade estrutural em algumas situações, *i.e.*, em painéis sanduíche, o mal dimensionamento do núcleo reduz significativamente a resistência à flambagem, causando falhas prematuras (Gay and Hoa 2007; Castanie et al. 2020).

2.3.1. Núcleos de painéis sanduíche

Diferentes estruturas foram propostas como núcleo de painéis sanduíche para melhorar suas propriedades *quasi*-estáticas e dinâmicas sob diferentes condições de carga, como *honeycomb* (Jayaram et al. 2019), corrugados (Xia et al. 2021), *egg box* (Haldar et al. 2019), treliçados (Zuoguang et al. 2009), entre outros (Figura 7). Por exemplo, a maioria das estruturas de aeronaves usam núcleos em *honeycomb*, que oferecem alta rigidez ao cisalhamento, mas causam problemas com o aprisionamento de água (Vijaya Ramnath et al. 2019). Essa dificuldade pode ser evitada com núcleos de espuma, que também oferecem fabricação simplificada, embora esse material eleve o risco de fissura por cisalhamento do núcleo ou descolamento da face por impacto (Ma et al. 2021b).

Os principais materiais usados em núcleos incluem madeiras (*e.g.*, balsa), metais (*e.g.*, alumínio) e polímeros (*e.g.*, polimetacrilimida, policloreto de vinila, poliuretano, politereftalato de etileno). Núcleos de espuma são frequentemente poliméricos, contudo, as espumas metálicas, como as espumas de alumínio, são usadas em aplicações especificas (e.g., aeronáutica), enquanto núcleos prismáticos (*e.g.*, *honeycomb* e corrugados) são geralmente metálicos ou poliméricos. No entanto, núcleos prismáticos e de espuma apresentam uma fraca ligação interfacial com a face, limitando sua aplicação. Por isso, vários estudos foram realizados para melhorar as propriedades da interface, incluindo o projeto integrado das faces e do núcleo, técnicas de costura e aumento das áreas de contato/ligação. Atualmente, as pesquisas focam em dois objetivos principais com vistas ao aumento do uso de painéis sanduíche: custo de fabricação e ligação núcleo/face (Davies et al. 2011).

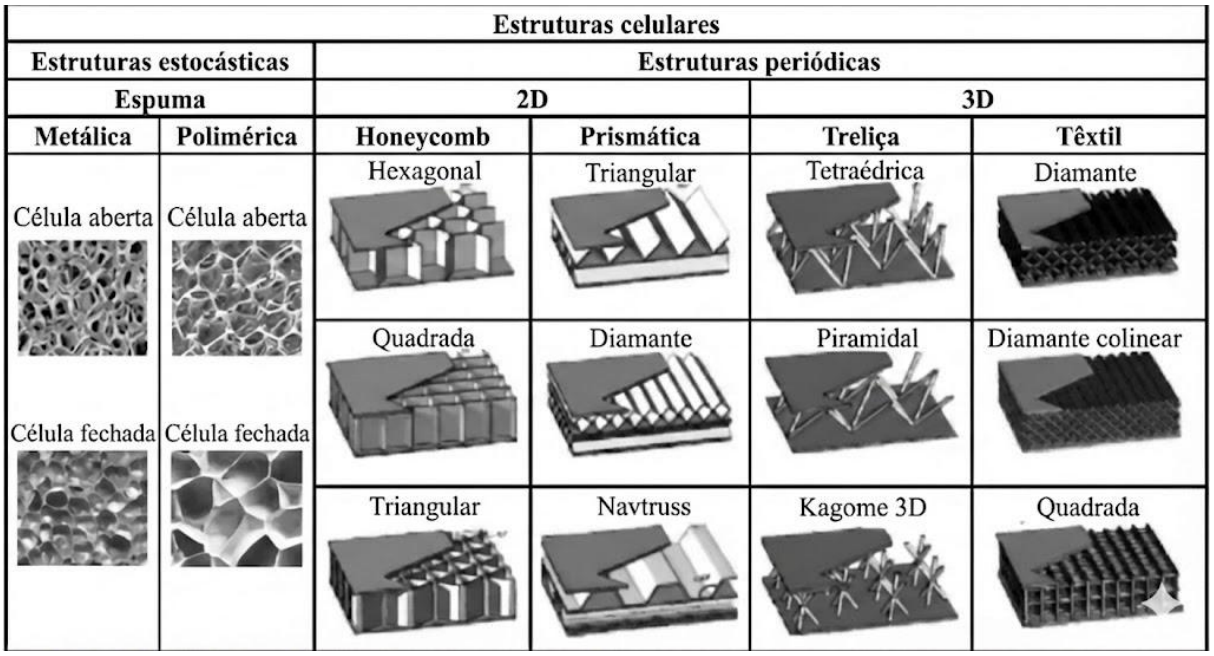


Figura 7 – Classificação de núcleos de painéis sanduíche.

Fonte: Ma et al. (2021)

2.3.2. Painéis sanduíche com núcleo reforçado

Nos últimos anos, pesquisas foram realizadas como o intuito de reforçar a ligação face-núcleo por métodos como *Z-Pinning*, *stitching* e, mais recentemente, moldagem *in situ* de pinos (Eyvazian et al. 2021). O *Z-pinning* é uma técnica bem estabelecida para a inserção de pinos em núcleos de espuma na direção ortogonal ou inclinada em relação ao seu plano (Du and Jiao 2009). Muitos metais já foram estudados como *z-pin*, como titânio (Cartié and Fleck 2003), alumínio (Raeisi et al. 2019) e aço (Rice et al. 2006). Entretanto, são mais comuns pinos unidirecionais de CFRP e GFRP (Dimassi et al. 2016).

Nesse contexto, Nanayakkara, Feih e Mouritz (2011) estudaram as propriedades de compressão de painéis sanduíche *z-pinned*, e afirmaram que os pinos em uma configuração ortogonal aumentam módulo e resistência em compressão, e a capacidade de energia de deformação absorvida. Em outro trabalho, os mesmos autores estudaram a resistência à fratura de juntas em "T" compostas por painéis sanduíche e concluíram que o reforço através da espessura das juntas aumenta a carga e a energia de fratura, sendo mais eficiente com o aumento do volume dos pinos (Nanayakkara et al. 2013).

Os pinos podem ser inseridos em um ângulo específico para formar uma estrutura inclinada (Rice et al. 2006), piramidal (Liu et al. 2008) ou ortogonal (Kaya and Selver 2019). Os mais comuns painéis sanduíche produzidos assim são o X-Cor^{TM} o X-Cor^{TM} , em que essas espumas com pinos já inseridos são posteriormente pressionadas com as faces compósito não

curadas, criando uma fixação mecânica entre o núcleo e a face (Zheng et al. 2014). Painéis com núcleos em X-Cor™ e X-Cor™ são representados na Figura 8. Nesse contexto, Zheng et al. (2014) estudaram painéis sanduíche de K-Cor reforçados com *z-pins* parcialmente curados. Os modos de falha revelaram uma boa adesão entre o núcleo de espuma e as faces, corroborando a ideia de que essa configuração contribuiu para o aprimoramento do desempenho mecânico das estruturas.

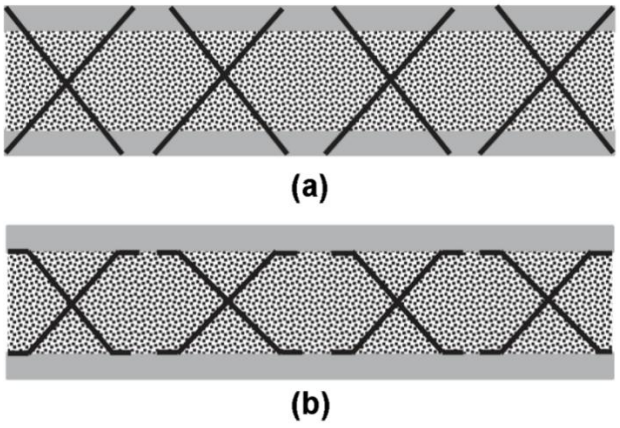


Figura 8 – Representação da seção transversal de painéis sanduíche com núcleos X-Cor™ (a) e K X-Cor™ (b).
Fonte: Zheng et al. (2014)

Contudo, as técnicas supracitadas introduzem danos nos painéis sanduíches com o processo de pinagem, como ondulação de fibras na face e regiões de acúmulo de resina em volta dos pinos, apresentado na Figura 9. Mouritz (2020) afirmou ainda que a introdução dos pinos por esses métodos rasga as paredes celulares de núcleos de espuma. Nota-se também que os métodos supracitados de reforço de núcleos envolvem etapas extras no processo de fabricação, o que pode ser oneroso em tempo e custo. Essa tem sido a principal justificativa para o desenvolvimento de técnicas de moldagem *in situ* de pinos poliméricos.

A técnica de reforço de núcleos com pinos poliméricos produzidos *in situ* é mais rápida e menos trabalhosa do que os métodos citados anteriormente, pois a única etapa extra necessária é a introdução de furos na espuma. Processos de moldagem líquida (*Liquid Composite Molding*) podem ser usados para preencher os espaços dos furos enquanto realizam a impregnação das fibras, como ilustrado na Figura 10. Abdi et al. (2014) investigaram a resposta à compressão plana e flexão de painéis com núcleo de espuma reforçada com pinos polímeros. Os resultados mostraram uma melhora significativa no desempenho mecânico dos painéis sanduíche em relação aos painéis não reforçados, especialmente em compressão, e o aumento do diâmetro do pino foi vital para a melhora das propriedades.

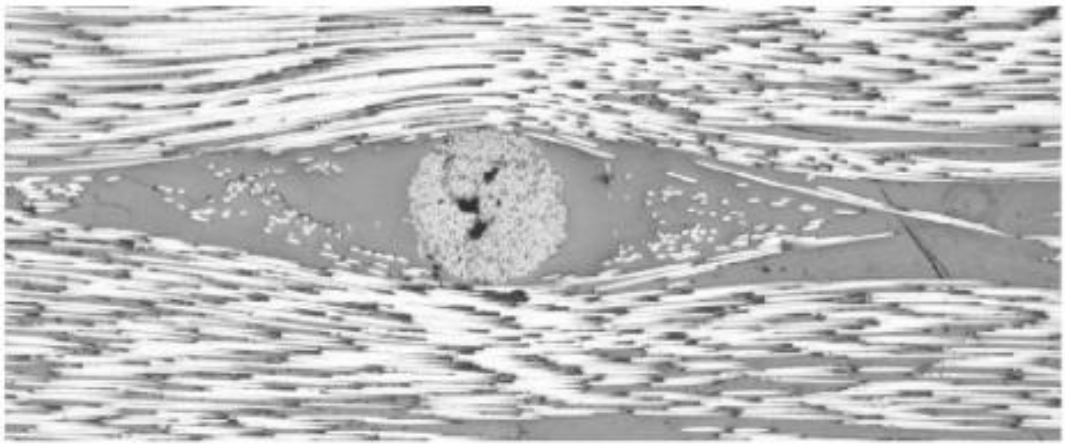


Figura 9 – Micrografia representando o dano causado a um painel sanduíche pela inserção de *z-pins*.

Fonte: Nanayakkara, Feih e Mouritz (2011)

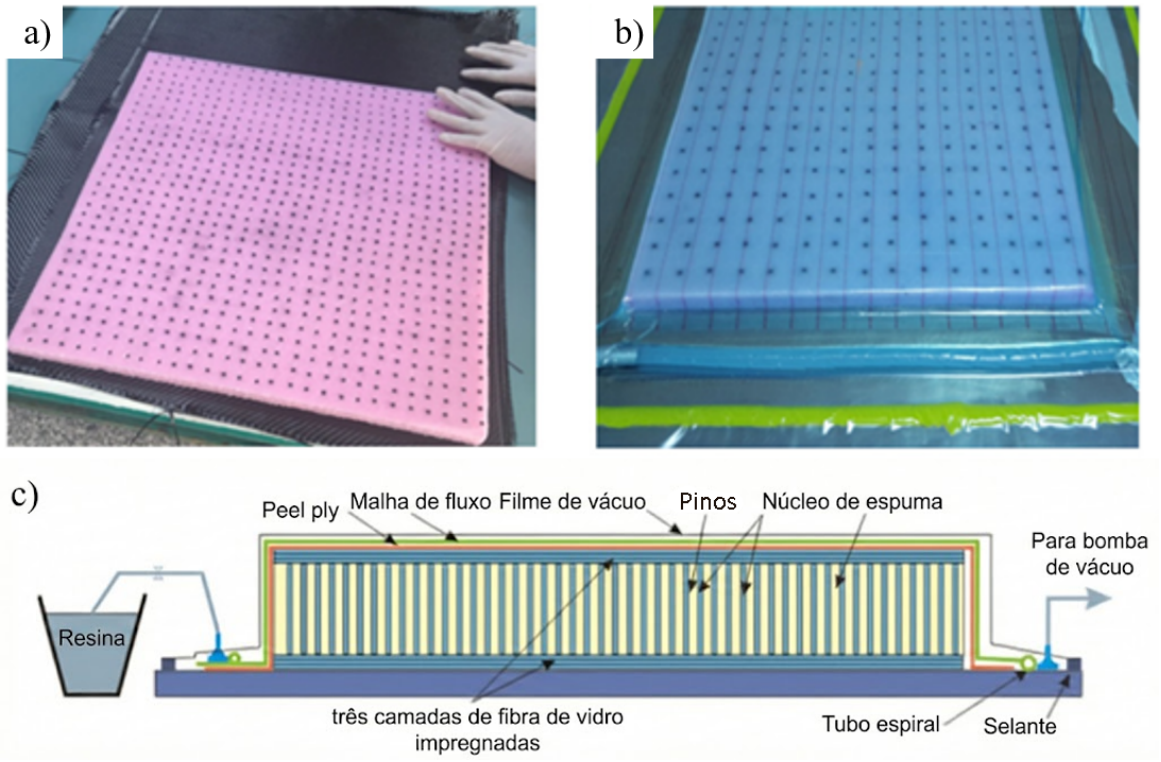


Figura 10 – Perfuração do núcleo (a), preparo do processo de infusão (b), e esquema de moldagem dos pinos(c).

Fonte: Selver, Kaya e Dalfi, (2021) e Jayaram, Nagarajan e Kumar (2022)

Eyvazian et al. (2021), por sua vez, relataram que a resistência à indentação *quasi*-estática dos painéis sanduíche aumentou acentuadamente com os pinos, aumentando com o diâmetro do pino, e que o aumento da taxa de deformação em amostras reforçadas e não

reforçadas traz ganho nas propriedades de indentação. Balikoglu et al. (2020) investigaram experimentalmente os efeitos de pinos poliméricos no desempenho mecânico de painéis sanduíche em flexão de três pontos, compressão plana e cisalhamento. Os pinos causaram melhoria significativa no desempenho mecânico da estrutura, alterando os modos de falha e as cargas máximas com o aumento do diâmetro do pino.

A resposta ao impacto também tem sido investigada recentemente. Jayaram, Nagarajan e Kumar (2022) utilizaram ensaio de *drop weight* em painéis reforçados com pinos de poliéster. A inserção dos pinos aumentou a resistência ao impacto, sendo o tamanho dos pinos diretamente proporcional ao aumento da resistência. Yalkin, Icten e Alpyildiz, (2015), por sua vez, avaliaram painéis sanduíche com núcleo de PVC reforçado com pinos sob cargas de flexão, cisalhamento, compressão e impacto de baixa velocidade. Os resultados de impacto apontaram uma maior rigidez dinâmica e energia absorvida dos painéis reforçados comparados aos de referência. Também afirmaram que, em painéis não reforçados, a tensão de cisalhamento é suportada apenas pelo núcleo, enquanto nas amostras reforçadas, os pinos resistiam à maior parte da tensão cisalhante.

Esse efeito é de grande importância uma vez que o cisalhamento do núcleo é um dos principais mecanismos de falha em painéis sanduíche. Quando o núcleo é reforçado por pinos, é dificultado o deslocamento relativo entre as faces, impedindo o aparecimento de fissuras no núcleo. Quando a tensão nos pinos é muito elevada e seu regime elástico é superado, os pinos se rompem de forma frágil, transmitindo a carga para o núcleo e causando sua falha. A Figura 11 ilustra a falha de painéis reforçados e não reforçados sob cisalhamento.

Uma boa moldagem dos pinos poliméricos é essencial para o comportamento mecânico dos painéis fabricados. Nesse contexto, Delucis et al. (2021) moldaram *in situ* pinos poliméricos em painéis sanduíche utilizando o processo de RTM *light*. Os autores avaliaram pinos de diferentes diâmetros (1,58; 3,17; 3,96 e 4,76 mm) e relataram maior cisalhamento do núcleo e resistência à compressão para todas as amostras reforçadas com pinos em comparação à amostra de controle. Contudo, os autores afirmaram que os pinos de diâmetro menor (1,58 mm) levaram a defeitos de fabricação relacionados à infiltração ineficiente da resina e posterior falha por flambagem local, comparados a pinos de diâmetros maiores.

Assim, entende-se que esforços de pesquisa devem ser voltados para pinos poliméricos moldados *in situ* em painéis sanduiche. Critérios como propriedades da resina (e.g., viscosidade), diâmetro e distribuição ideais dos pinos ainda devem ser melhor estudados.

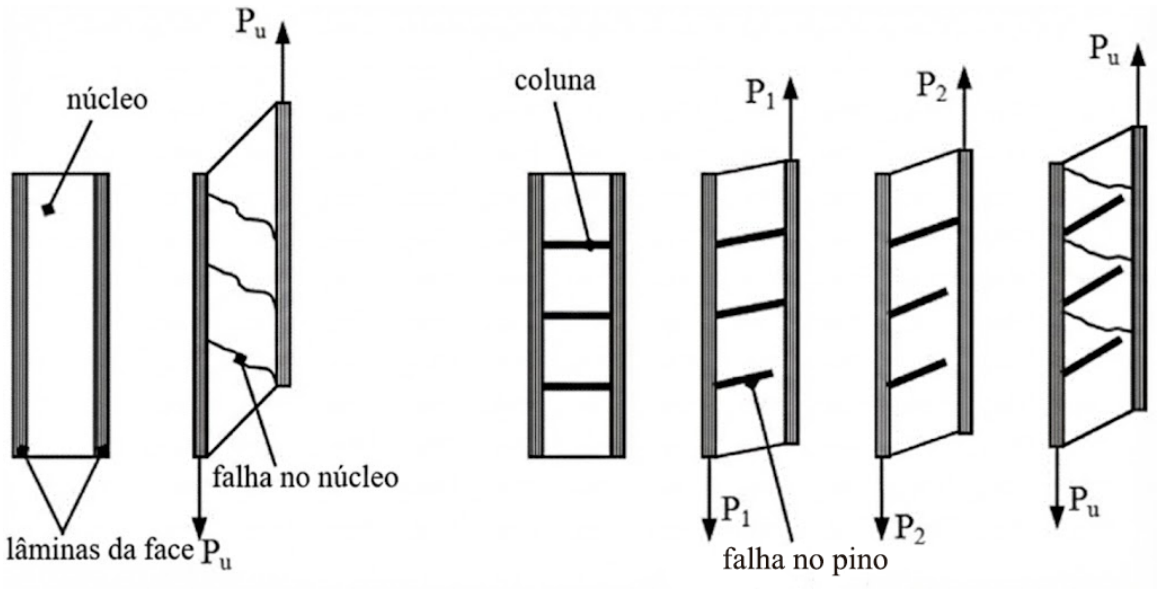


Figura 11 – Comportamento sob cisalhamento de painéis sanduiche convencionais (a) e com núcleo reforçado por pinos poliméricos (b).
Fonte: Yalkin, Icten e Alpyildiz (2015)

2.4. Interação concreto/polímero

Dado que a maioria dos edifícios são construídos com materiais cimentícios, a vulnerabilidade desses materiais frente à degradação química tem sido estudada extensivamente. A deterioração prematura do concreto vem sendo atribuída a sua exposição a ambientes severos, assim demandando uma abordagem mais aprofundada para o projeto de uma estrutura de concreto durável. Nesse contexto, a vantagem econômica do concreto de cimento Portland só pode ser aproveitada pela especificação de materiais e práticas de construção adequadas à gravidade das condições de serviço (Almusallam et al. 2003).

Neste contexto, revestimentos poliméricos têm sido utilizados há cerca de meio século, incluindo materiais selantes, com grande sucesso em diferentes aplicações de infraestrutura. O uso contemporâneo de polímeros no concreto teve início na década de 1920 com borracha sintética e, com o crescente uso dos polímeros, a utilização conjunta de concreto e polímeros, seja como revestimentos, reforços ou modificadores, alcançou uma ampla variedade de aplicações devido a propriedades como elevada resistência à corrosão (devido à baixíssima permeabilidade), resistência ao impacto e boas propriedades mecânicas específicas (Gao et al. 2019; Chandra and Ohama 2020; Nodehi 2022).

2.4.1. Tipos de concretos poliméricos

Resinas poliméricas podem ser usadas como material de revestimento para bloquear a entrada de agentes deletérios, para melhorar a durabilidade geral do concreto ou para substituir o cimento Portland e atuar como o principal agente de ligação. Atualmente, o termo “concreto polimérico” pode se referir ao uso de um polímero, *e.g.*, epóxi e poliéster, para revestimento, complementação ou substituição do cimento que melhora as propriedades mecânicas e de durabilidade do concreto (Nodehi 2022).

Dependendo da maneira como é aplicado, pode-se obter os grupos de concreto polimérico identificados na Figura 12. O “concreto polimérico normal” se refere à substituição total do agente de ligação hidráulico (cimento Portland) por materiais poliméricos. Nesses compósitos, materiais poliméricos termorrígidos são frequentemente usados como o principal agente de ligação para os agregados sólidos, resultando em compósitos com boas propriedades mecânicas, contudo, com preço elevado. Já o concreto modificado por polímeros consiste na adição de uma certa quantidade de polímero ao cimento para modificar as propriedades endurecidas do concreto, sendo a inclusão geralmente feita por meio de emulsão aquosa ou em forma dispersa. Uma vez que a quantidade de polímero é menor nessa técnica, o compósito resultante é mais barato, porém ainda exibindo desempenho superior em comparação aos concretos baseados em cimento Portland (Gao et al. 2019).

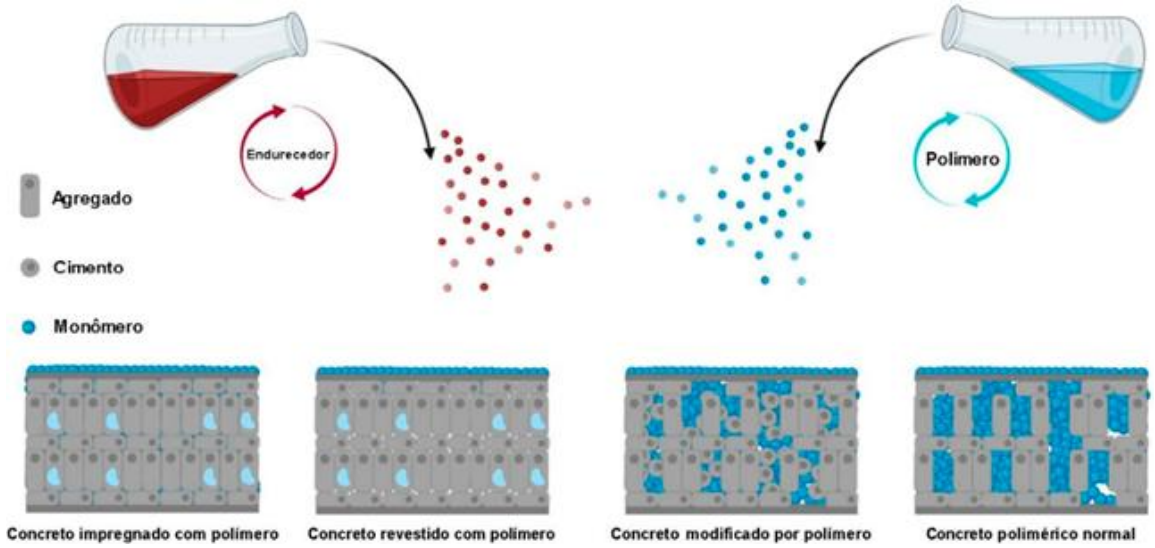


Figura 12 – Tipos de concretos poliméricos.
Fonte: Adaptado de Nodehi (2022)

Existem também os concretos que são impregnados e revestidos com os polímeros depois de serem manufaturados. Já o concreto impregnado com polímero é feito de concreto a base de cimento Portland, colocado em temperaturas elevadas, e depois resfriado à temperatura

ambiente. Após esse processo, o ar presente dentro dos poros é retirado por meio de vácuo e o espécime é submergido em uma solução de monômero até que a penetração desejada nos poros ocorra. Segundo Fowler (1999), estireno, cloreto de vinila e metilmetacrilato são os monômeros mais comuns usados nessa técnica. Após a impregnação, ocorre a polimerização do material, que é principalmente usado em estruturas que atuam em ambientes químicos agressivos.

Ressalta-se que, como o concreto é um material poroso, fornecer uma proteção suplementar na sua superfície pode aumentar a durabilidade, especialmente quando estiver exposto a ambientes agressivos. Nessa técnica, a superfície do concreto é revestida superficialmente por um material polimérico, penetrando nos microporos do concreto e formando uma superfície inerte e com uma boa resistência à abrasão e à absorção de água, alta dureza e ainda podendo desempenhar um papel significativo na resistência mecânica. Esse revestimento superficial é extremamente menos custoso que as outras técnicas de concreto polimérico e, ainda assim, proporciona uma melhoria significativa, ampliando sua vida útil em diversas situações (Almusallam et al. 2003; Chi et al. 2020).

2.4.2. Propriedades de concreto revestido com polímero

Com uma estrutura porosa, o concreto é facilmente corroído devido à permeação de íons e água. Esse mecanismo é extremamente deletério em estruturas de concreto armado pois as armaduras sofrem grande degradação, sendo os métodos de revestimento de concreto de grande interesse nessas situações. Essa técnica de revestimento também pode ser aplicada em estruturas envelhecidas, diferentemente da técnica de revestimento de barras de aço que, embora tenha sido utilizado na construção ao longo da última década, tem sua eficácia questionada devido à corrosão localizada nas áreas onde o revestimento é danificado (Almusallam et al. 2003).

A técnica de revestimento superficial do concreto é amplamente utilizada para protegê-lo contra a corrosão, visto que quase todos os polímeros são resistentes à corrosão e quimicamente inertes, proporcionando um ótimo desempenho em propriedades mecânicas e durabilidade. Justifica-se assim o interesse no uso de materiais poliméricos para isolamento e reparo de seções de infraestrutura, como revestimentos de tabuleiros de pontes de concreto. O concreto revestido possui porosidade e permeabilidade significativamente menores, *i.e.*, concretos convencionais exibem uma porosidade de até 18,5%, enquanto no concreto revestido essa porosidade é reduzida a ≈3% (Liu and Vipulanandan 2001a; Almusallam et al. 2003; Shi et al. 2012).

A natureza das interações entre o substrato e o revestimento podem ocorrer, principalmente, de forma mecânica e química, sendo que a segunda, se houver, é muito mais importante em magnitude. As interações químicas dependem dos grupos químicos superficiais disponíveis para a ligação. As interações a nível molecular entre as moléculas de polímero e os átomos da superfície do substrato contribuem para as interações químicas na interface, como ilustrado na Figura 13. Ilango et al. (2021) usaram polimetilmetacrilato (PMMA) como revestimento para concreto e relataram que as interações químicas entre o cimento e o grupo funcional do polímero PMMA influenciaram na resistência interfacial em escalas micrométrica e molecular, em que o átomo de cálcio livre/adsorvido forma um complexo metálico com o grupo funcional éster do polímero, resultando em maior resistência interfacial.

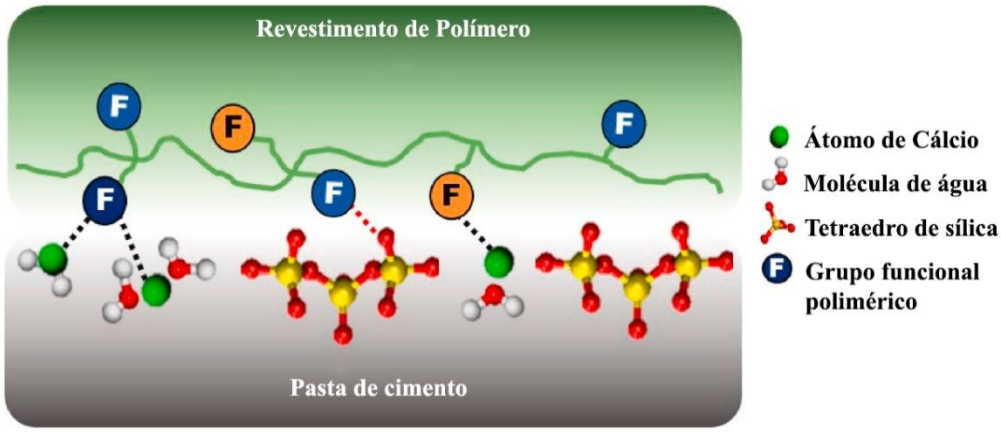


Figura 13 – Mecanismo de adesão química entre cimento e revestimento polimérico compatível. Fonte: Ilango et al. (2021)

Contudo, as resinas poliméricas e o cimento Portland normalmente não reagem entre si quimicamente (Chi et al. 2020). Dessa forma, a porosidade do concreto está entre os principais fatores que afetam as propriedades do concreto revestido por polímeros, influenciando diretamente a quantidade de polímero impregnado na superfície da peça e, consequentemente, as propriedades do material final. A interface entre estes é difusa, com uma espessura de cerca de 100-200 μm (Djouani et al. 2011; Tatar et al. 2018).

É evidente que as propriedades do polímero utilizado influenciam as propriedades do material resultante. Nesse contexto, revestimentos de resina epoxídica com alta resistência mecânica e aderência são extremamente eficazes para esse fim, pois possuem boas propriedades mecânicas e químicas. No entanto, essas resinas geralmente formam apenas um filme na superfície do concreto e não conseguem penetrar devido à sua alta viscosidade. Mesmo assim, Almusallam et al. (2003) afirmaram que revestimentos à base de epóxi proporcionam uma

proteção adequada, sendo que a aderência e a resistência química foram melhores que a dos revestimentos de superfície à base de resina acrílica.

O ganho, no entanto, depende da viscosidade do polímero e a presença de vazios/poros capilares grandes. A penetração em poros de gel C-S-H também foi relatada e isso leva a uma alteração em propriedades do C-S-H, tornando-o mais rígido (Tatar et al. 2019). Além disso, concretos revestidos com polímeros são propensos ao surgimento de vazios, fissuras e descolamento quando a temperatura ou pressão variam de forma abrupta.

Por outro lado, um revestimento com baixa viscosidade pode penetrar no concreto, bloqueando os poros e defeitos (Figura 14). Dessa forma, o revestimento não apenas protege o concreto contra a corrosão, mas também melhora sua resistência mecânica (Chi *et al.*, 2020b). Nesse contexto, a notável porosidade do AAC torna-o um substrato ideal para revestimentos poliméricos, pois deve permitir uma eficaz penetração das resinas, devido a formação de uma rede de pequenos vazios e canais na superfície, promovendo uma boa adesão mecânica entre o revestimento e o concreto.

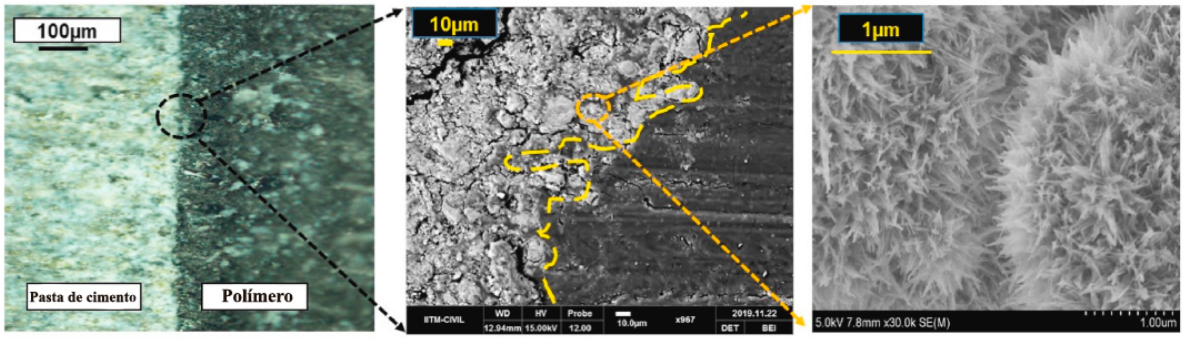


Figura 14 – Contribuição de irregularidades superficiais na adesão entre concreto e polímero. Fonte: Ilango et al. (2021)

CAPÍTULO III – CONCRETO CELULAR AUTOCLAVADO REFORÇADO COM PINOS POLIMÉRICOS

3.1. Introdução

O Concreto Celular Autoclavado (AAC) é um material de construção composto por cimento, agregados finos (por exemplo, areia, cinzas volantes, gesso e cal) e um agente expansor (por exemplo, pó de alumínio ou zinco), que reage com hidróxido de cálcio e água, resultando na formação de gás hidrogênio e criando uma estrutura porosa e leve (Kalpana and Mohith 2020). Além disso, o processo de autoclavagem é utilizado para aprimorar suas propriedades por meio da aceleração da hidratação dos materiais cimentícios. Durante o processo hidrotérmico, o AAC é fortalecido pela autoclavagem sob pressão de vapor, na qual tobermorita e C-S-H bem cristalizado são formados como as principais fases ligantes, resultando em ganhos de resistência mecânica, durabilidade e redução de retração (He et al. 2018).

Os blocos de AAC têm recebido crescente atenção devido às suas características ambientalmente favoráveis quando comparados a blocos de construção convencionais (por exemplo, blocos cerâmicos queimados e blocos de concreto convencionais), já que a fabricação do AAC consome grandes volumes de importantes resíduos industriais (Abhilasha et al. 2023). Além da baixa densidade do AAC, os vazios de ar isolados de sua estrutura porosa resultam em desempenho superior de isolamento acústico (Yusrianto et al. 2022) e térmico (Emelianov et al. 2023), resistência ao fogo (Narayanan and Ramamurthy 2000) e comportamento sísmico (Xu et al. 2021; Halici et al. 2023), tornando este material leve uma boa opção para diversas aplicações na construção, incluindo sistemas de parede, pisos e coberturas (Sedaghat et al. 2023). Este material também é barato e fácil de moldar em painéis.

Embora o AAC possa suportar níveis significativos de tensão de compressão em estruturas portantes, seu uso sem reforço adicional é limitado a edificações de baixa altura, pois o AAC apresenta comportamento mecânico inferior quando comparado ao concreto tradicional (Gokmen et al. 2019). Portanto, o reforço do Concreto Celular Autoclavado (RAAC) é essencial para ampliar seu uso em aplicações estruturais, nas quais a incorporação de armaduras de aço transversais e longitudinais, como barras e telas metálicas, constitui o método mais comum para melhorar o desempenho estrutural. Contudo, barras de aço são incompatíveis com a propriedade de leveza do AAC, já que podem apresentam densidade muito superior à apresentado por esse

material. Além disso, a rede de poros do AAC expõe as barras a ambientes com íons cloreto, como a água do mar em estruturas costeiras, e a condições altamente alcalinas, levando ao enfraquecimento da aderência no concreto e acelerando a deterioração da estrutura por corrosão (He et al. 2018).

Em 2023, mais de 150 escolas no Reino Unido receberam instruções para fechar edificações construídas com AAC reforçado com barras de aço até que medidas de segurança fossem implementadas. Dezenas de milhares desses painéis estruturais estão atualmente em uso, muitos apresentando sinais claros de desgaste e deterioração. A organização de Saúde e Segurança do Reino Unido expressou preocupações de que o AAC utilizado em edifícios públicos, como hospitais, aeroportos e teatros, possa ter excedido sua vida útil e possa colapsar com aviso mínimo (Goodier et al. 2022).

Nesse sentido, materiais poliméricos podem ser reforços interessantes para AAC devido à sua resistência à carbonatação (Choi et al. 2021), boas propriedades mecânicas e baixa densidade (Patil et al. 2017), o que pode melhorar suas propriedades enquanto mantém a leveza. A resina poliéster insaturada (UPR) é um polímero termofixo amplamente utilizado para aplicações em compósitos em diversas indústrias (por exemplo, construção, setor marítimo e aeroespacial) devido à sua alta resistência e módulo, elevada resistência à água e capacidade de cura em temperatura ambiente (Philips and Nair 2023). A UPR tem sido usada em combinação com compósitos cimentícios de diversas maneiras nas últimas décadas. No concreto impregnado com polímero, uma peça típica de concreto é imersa em uma solução de polímero líquido, que preenche os vazios superficiais dentro de sua estrutura, atingindo profundidades de penetração do polímero entre 20 mm e 50 mm (Liu and Vipulanandan 2001a; Almusallam et al. 2003; Sarde and Patil 2019; Ramesh Kumar and Rishab Narayanan 2020; Nodehi 2022) Nodehi (2022) afirmou que, dependendo da viscosidade da resina, o revestimento protetor superficial pode penetrar nos microporos, formando uma superfície reticulada, o que foi visualizado por Chi et al. (2020)., que estudaram revestimentos epóxi de alto desempenho com solvente reticulável em concretos.

Além disso, a introdução de pinos poliméricos em estruturas compósitas (por exemplo, painéis sanduíche e laminados) é um método amplamente conhecido para melhorar propriedades resistentes, como comportamento à flexão (Zheng et al. 2014), compressão (Fojtl et al. 2018) e impacto (Kaya and Selver 2019). Nesse sentido, Balıkoğlu et al. (2020) investigaram os efeitos de pinos de resina polimérica no desempenho mecânico de uma espuma de policloreto de vinila (PVC) por meio de ensaios de flexão em três pontos, compressão plana e cisalhamento do núcleo. Os autores afirmaram que o reforço com pinos poliméricos melhorou

significativamente o desempenho mecânico da estrutura, alterando alguns modos de falha com aumentos insignificantes de peso. De forma semelhante, Yalkin *et al.* (2015) estudaram a melhoria do desempenho mecânico de uma estrutura sanduíche com núcleo de PVC reforçada com pinos sob cargas de flexão, cisalhamento, compressão e impacto de baixa velocidade.

No contexto de painéis sanduíche, as configurações de pinos mais predominantes incluem aquelas orientadas ortogonalmente (paralelas à direção da carga) e aquelas posicionadas em ângulos de 45°/-45°, formando uma estrutura semelhante a uma treliça, comumente chamada de X-cor (Rice et al. 2006). Nesses compósitos, os reforços com pinos apresentam variações em termos de diâmetro, espaçamento e orientação, resultando em um amplo espectro de possibilidades de projeto. Segundo Zuoguang et al. (2009), o ângulo e a fração volumétrica dos pinos inseridos são parâmetros críticos, nos quais pinos ortogonais aprimoram o desempenho à compressão, enquanto pinos orientados a 45° oferecem reforço superior em termos de comportamento ao cisalhamento e à flexão. Entretanto, apesar dos resultados promissores observados em painéis compósitos, essa técnica permanece inexplorada no reforço de compósitos cimentícios, incluindo o AAC.

Este estudo tem como objetivo utilizar reforços por pinos poliméricos já bem estabelecidos para obter RAAC com diferentes configurações de pinos e comportamento mecânico aprimorado. Essa abordagem inovadora representa o potencial para ampliar o uso desse material de construção na indústria, produzindo um material leve, versátil e mecanicamente adequado.

3.2. Materiais e métodos

3.2.1. Seleção dos materiais

A resina poliéster insaturada (UPR) de base ortoftálica, com alto teor de monômero de estireno (41~47 %vol) para atingir baixa viscosidade (140 ~ 190 cP), foi fornecida pela Embrapol (Brasil). Essa resina comercial possui um índice de acidez <30 mgKOH/g e um tempo de gel de 55–65 min. Peróxido de metil etil cetona (MEKP) foi utilizado como iniciador para a polimerização da UPR na proporção de 1,5% em massa. Blocos de concreto celular autoclavado (AAC) (600 × 300 × 75) mm foram adquiridos da empresa Sical (Brasil). De acordo com o fabricante, o bloco foi produzido a partir de uma mistura de cimento, cal, areia, pó de alumínio e água. Durante a mistura, a reação do alumínio com os componentes alcalinos permitiu a liberação de gás hidrogênio e a expansão da mistura, formando pequenos vazios

distribuídos uniformemente. A cura é realizada em autoclaves com temperatura e pressão controladas. A densidade do material AAC resultante foi determinada com corpos de prova prismáticos, e as medições de volume e massa foram realizadas utilizando uma balança analítica e um paquímetro analógico, respectivamente.

3.2.2. Configurações dos pinos e manufatura

Para a preparação dos corpos de prova reforçados, os blocos de AAC foram cortados em dimensões padronizadas para cada ensaio mecânico. Em seguida, foram introduzidos furos passantes nas amostras utilizando uma furadeira de bancada, garantindo que os furos atravessassem toda a espessura do bloco e que a superfície permanecesse livre de defeitos resultantes desse processo. Posteriormente, os corpos de prova foram submetidos a limpeza a vácuo para assegurar superfícies livres de partículas soltas, favorecendo a adesão entre o poliéster e a matriz cimentícia. Após a perfuração e limpeza, a UPR e o iniciador foram misturados mecanicamente (1000 rpm por 60 s), após mistura, a resina foi reservada por 20 min para a degasagem da mesma. Finalmente, a resina foi manualmente vertida nos furos preparados. Para evitar vazamento de resina na extremidade inferior dos furos, utilizou-se fita adesiva para vedar toda a superfície inferior dos corpos de prova. Por fim, ambas as superfícies foram niveladas com uma fina camada de revestimento de UPR, e todos os corpos de prova foram curados à temperatura ambiente por 24 h e, posteriormente, pós-curados a 60 °C por 6 h. O processo completo está ilustrado na Figura 15.

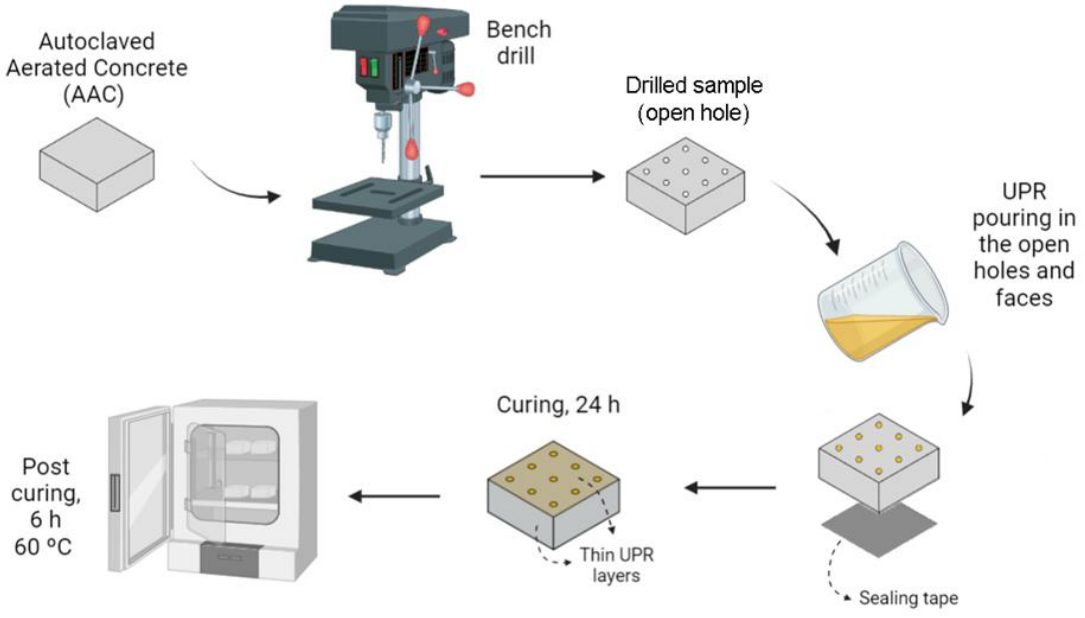


Figura 15 – Processo de fabricação do RAAC reforçado com pinos poliméricos.

Quanto às configurações dos pinos, os furos foram perfurados para produzir pinos com diâmetros de 4, 6, 8 e 10 mm, e a quantidade de pinos para cada grupo de diâmetro foi determinada para assegurar a mesmo volume de resina em todas as amostras, sendo introduzidos 36, 16, 9 e 6 pinos, respectivamente. Como o número de pinos variava em cada corpo de prova, para garantir uma distribuição uniforme dos pinos de resina nas amostras, a distância entre os pinos foi determinada pela distribuição regular dentro do tamanho da amostra para os ensaios mecânicos, *i.e*, os furos eram equidistantes das bordas da amostra e entre si. O efeito dos pinos foi estudado sob cargas de compressão e flexão, nas quais duas orientações de pinos foram analisadas para determinar qual delas melhor se adequava a cada tipo de carregamento, otimizando o desempenho sob condições específicas. As orientações dos pinos variaram entre 90° e 45° (paralelos à aplicação da carga). Nos grupos orientados a 45°, a direção dos furos variou entre -45°/45° para formar um reforço em treliça. Para esses grupos, as distâncias horizontais entre os furos foram reduzidas para que o pino inclinado não atravessasse a superfície lateral do bloco. Por fim, grupos sem preenchimento foram fabricados para cada orientação angular a fim de estudar o efeito do furo aberto, sendo o diâmetro de 10 mm fixado para ambas as orientações. A Tabela 1 resume todos os grupos estudados quanto aos tamanhos dos pinos, orientações e distribuição.

3.2.3. Características morfológicas e físicas

A estrutura de poros dos blocos de AAC foi estudada por meio de análise de imagem em uma amostra retirada da seção interna do bloco, na qual imagens digitais do AAC foram submetidas à binarização por meio de um processo de *thresholding* no software ImageJ. Com base nessas imagens, foram medidos o tamanho médio dos poros e a fração de área porosa do AAC. Amostras representativas da interface AAC/UPR foram coletadas e analisadas por microscopia eletrônica de varredura (MEV) em um equipamento Zeiss EVO MA10 com voltagem de 10 kV, distância de trabalho de 8,5 mm e ampliações entre 200–5000 ×.

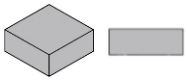
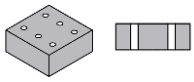
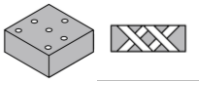
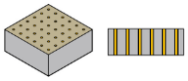
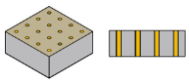
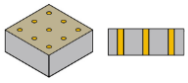
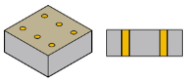
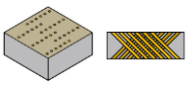
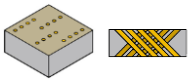
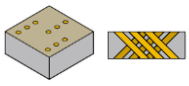
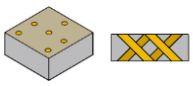
3.2.4. Ensaios mecânicos

Para a resina poliéster curada, ensaios de tração foram realizados de acordo com a norma ASTM D638 (corpo de prova tipo 1), em uma máquina universal de ensaios Instron 3382, com velocidade de deslocamento de 5 mm/min. As propriedades de compressão foram determinadas conforme a norma ASTM D695, utilizando cilindros medindo 12,30 mm × 24,60 mm (diâmetro

× altura) e velocidade de deslocamento de 1,3 mm/min. Cinco corpos de prova foram produzidos para cada ensaio utilizando a mesma proporção entre resina/endurecedor (ou seja, 1,5% em massa) e as condições de cura mencionadas anteriormente.

Os ensaios mecânicos foram conduzidos em AAC reforçado e não reforçado utilizando a mesma máquina universal Instron. Os ensaios de compressão seguiram as recomendações da ASTM C1693 para avaliar o módulo de ruptura e o módulo de elasticidade das amostras com dimensões de 100 mm × 100 mm × 35 mm e taxa de deslocamento de 1,5 mm/min. Além disso, ensaios de flexão em três pontos foram realizados em AAC reforçado e não reforçado para determinar a resistência à flexão em amostras com dimensões de 35 mm × 35 mm × 160 mm, mantendo uma razão vão/altura igual a 3, conforme ASTM C293. Para ambos os ensaios mecânicos, cinco corpos de prova por grupo foram submetidos aos testes, e os módulos de elasticidade foram determinados entre 5% e 33% da resistência máxima de cada corpo de prova.

Tabela 1 – Descrição dos grupos de AAC reforçados com pinos de poliéster estudados.

Grupo	Vista e corte esquemáticos	Diâmetro (mm)	Número	Distância (mm)*	Orientação (°)	Relação UPR/AAC (v/v, %)
AAC		-	-	-	-	0
10_90_u		10	9	33,33	90	0
10_45_u		10	9	33,33	45	0
4_90		4	36	16,00	90	4,52
6_90		6	16	25,00	90	4,52
8_90		8	9	33,33	90	4,52
10_90		10	6	50,00	90	4,71
4_45		4	36	10,00	45	6,38
6_45		6	16	14,00	45	6,38
8_45		8	9	19,33	45	6,38
10_45		10	6	35,70	45	6,65

Os dados foram analisados estatisticamente utilizando ANOVA de uma via, na qual as características dos pinos foram consideradas como fator. Quando a hipótese nula foi rejeitada, as médias foram comparadas pelo teste de Tukey-Kramer a um nível de significância de 5%, com base nos valores de F e p. A análise estatística foi realizada utilizando a linguagem Python 3.9.

3.3. Resultados e discussão

3.3.1. Caracterização preliminar

As características do AAC (por exemplo, propriedades mecânicas, permeabilidade e retração) são intrinsecamente relacionadas à porosidade e à distribuição do tamanho dos poros (Narayanan and Ramamurthy 2000). A Figura 16 apresenta a micrografia do AAC sem reforço, evidenciando sua estrutura e a distribuição dos macroporos. Observa-se que os poros são regulares ao longo da superfície do AAC e possuem tamanho e distribuição relativamente uniformes. A análise de imagem indicou que 48,17% da área superficial é ocupada por poros que variam entre 0,131 e 1,169 mm de diâmetro, com diâmetro médio de aproximadamente 0,519 mm, similar ao reportado na literatura (Wang et al. 2006; Qu and Zhao 2017; Chen et al. 2021a).

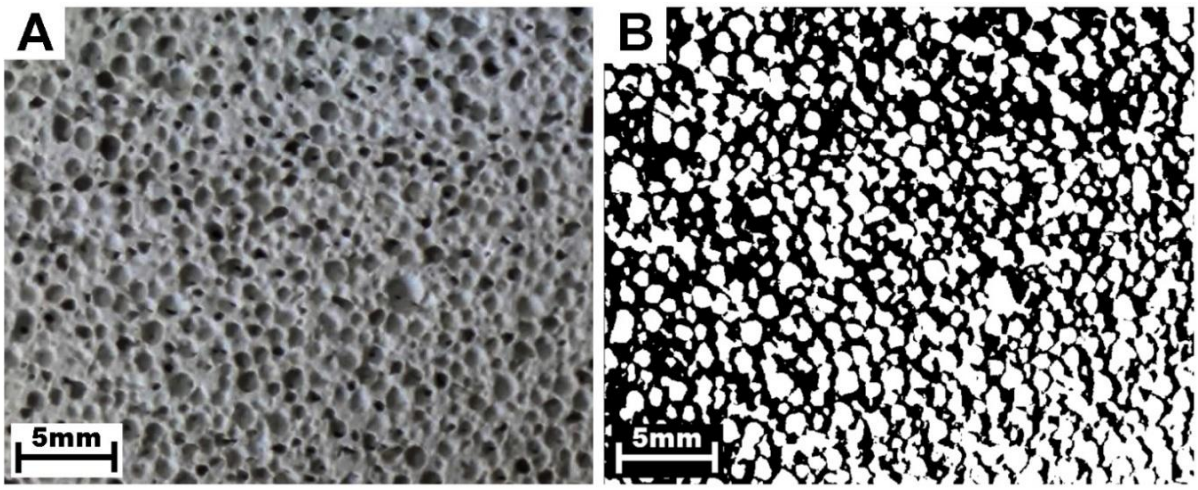


Figura 16 – Área superficial (a) e imagem binária após *thresholding* (b) do AAC utilizado.

A densidade do AAC está intrinsecamente relacionada à porosidade e à distribuição dos tamanhos de poros, constituindo uma propriedade essencial para aplicações estruturais (Narayanan and Ramamurthy 2000). Nesse contexto, as medições indicaram uma densidade de

0,479 g/cm³, próxima aos valores descritos na literatura (Qu and Zhao 2017) e significativamente inferior à densidade obtida para o polímero UPR curado, que foi de 1,20 (± 0,02) g/cm³.

As propriedades mecânicas do AAC sob compressão e flexão são apresentadas na Figura 17A, na qual um contraste substancial com as propriedades da UPR pode ser observado (Figura 17B). A UPR apresentou resistências à tração e à compressão de 43,99 (± 2,71) MPa e 124,66 (± 5,13) MPa, respectivamente. Sob carga de compressão, as amostras de AAC exibiram comportamento elástico até sua carga máxima, apresentando fissuras nas superfícies superior e inferior. O modo de ruptura foi caracterizado por fraturas de cisalhamento em ângulo de aproximadamente 45° próximo às bordas dos prismas, comportamento semelhante ao relatado na literatura. À medida que a tensão máxima foi atingida, fissuras de cisalhamento se interconectam, enquanto microfissuras paralelas à direção de carregamento conduziram à separação das amostras de AAC em colunas delgadas (Devi et al. 2022). Com relação ao comportamento à flexão, é amplamente reconhecido que compósitos cimentícios apresentam resistência à tração muito inferior à resistência à compressão devido à propagação de fissuras em defeitos inerentes à estrutura química e a morfologia do material. Assim, quando o AAC altamente poroso foi submetido à esforços de tração decorrentes do ensaio de flexão, o material apresentou ruptura frágil com tensões muito inferiores às observadas em compressão. Finalmente, observou-se elevada coerência entre o módulo de compressão e o módulo de flexão.

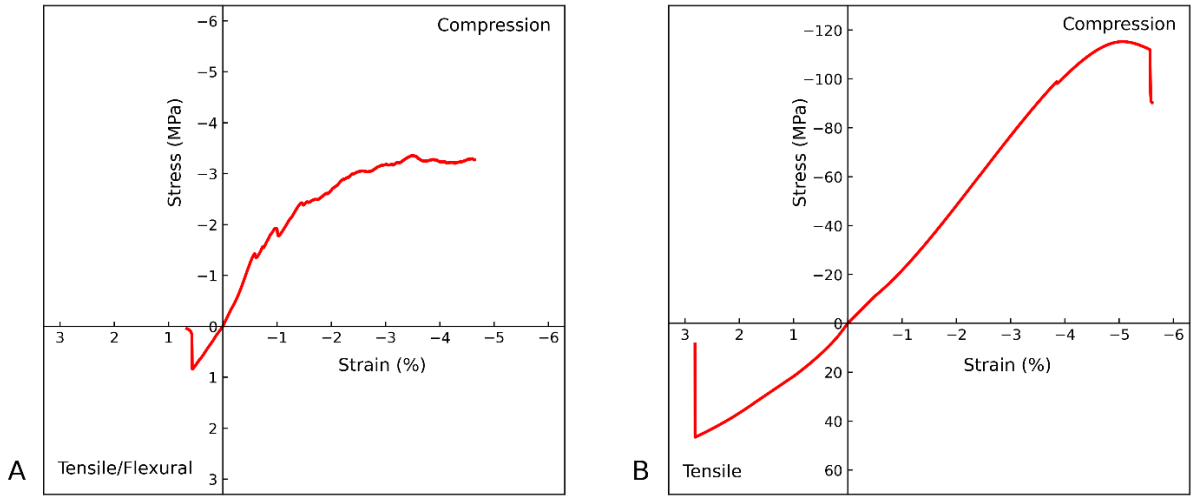


Figura 17 – Curvas representativas de tensão *vs.* deformação para o AAC (a) e a UPR (b).

Essa disparidade entre o comportamento mecânico do AAC e da UPR deve ser considerada no revestimento, uma vez que, devido às características da UPR utilizada neste

estudo, quando aplicada à superfície do AAC sua baixa viscosidade e alta fluidez permitiram sua infiltração eficaz nos poros. A Figura 18 apresenta imagens de MEV da interface entre a UPR e o AAC. Embora os poros do AAC sejam majoritariamente não interconectados, alguns caminhos se formaram devido à presença combinada de macro e microporos interligados, permitindo a passagem de líquidos e gases (Laukaitis and Fiks 2006). Esse processo foi impulsionado pela ação capilar, em que a tensão superficial e as forças coesivas da resina promoveram sua penetração nos poros menores do AAC (Narayanan and Ramamurthy 2000). Por fim, a qualidade desse revestimento superficial e, consequentemente, a adesão entre os pinos de reforço e a matriz cimentícia dependem principalmente da boa adesão mecânica entre os materiais na interface. A Figura 18 evidencia claramente as cavidades formadas pelos poros do AAC, as quais foram adequadamente preenchidas pela resina, com pouca ou nenhuma presença de ar aprisionado ou defeitos na interface.

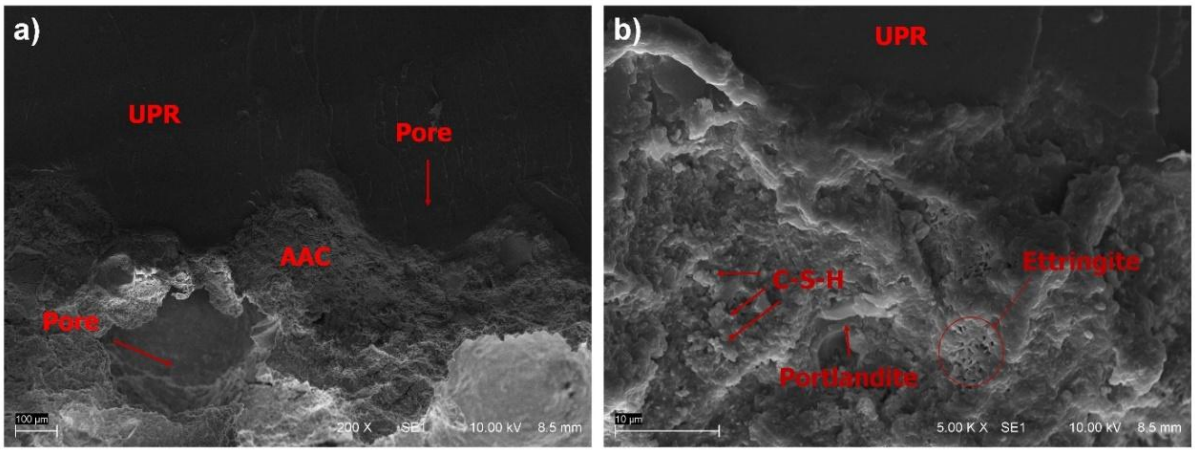


Figura 18 – Imagens de MEV da interface entre a UPR e o AAC com ampliações de (a) 200× e (b) 5000×.

Desse modo, obteve-se uma interface coesa dentro do AAC, fundamentada principalmente no intertravamento mecânico, no qual forças de atrito entre a UPR e a superfície rugosa do AAC proporcionam elevado nível de transferência de carga e boa adesão mecânica. Nesse sentido, a interface AAC/UPR resultou no acoplamento das deformações desses materiais. Portanto, essa característica deve ser considerada, dado que existe uma diferença significativa entre seus módulos de elasticidade e coeficientes de expansão térmica.

3.3.2. Comportamento à compressão

A Figura 19 apresenta as curvas de tensão *vs.* deformação sob compressão para os AACs reforçados com pinos orientados a 90°. O AAC não reforçado e o grupo com furos não preenchidos (10_90_u) exibiram comportamento semelhante, no qual tanto o módulo quanto a resistência à compressão não foram estatisticamente alterados devido à introdução dos furos. Por outro lado, as curvas de tensão *vs.* deformação para os grupos reforçados mostraram uma série de pequenos picos e quedas de carga relacionados à ruptura dos pinos de poliéster. Nesse contexto, embora a carga axial de compressão seja distribuída uniformemente na superfície do bloco de AAC, os pinos podem ter rompido em diferentes níveis de tensão devido a imperfeições nos mesmos, como vazios. Consequentemente, quando ocorreu a ruptura frágil de um pino, observou-se uma queda na curva de tensão e, posteriormente, a carga é redistribuída para os demais pinos, fazendo a tensão aumentar novamente.

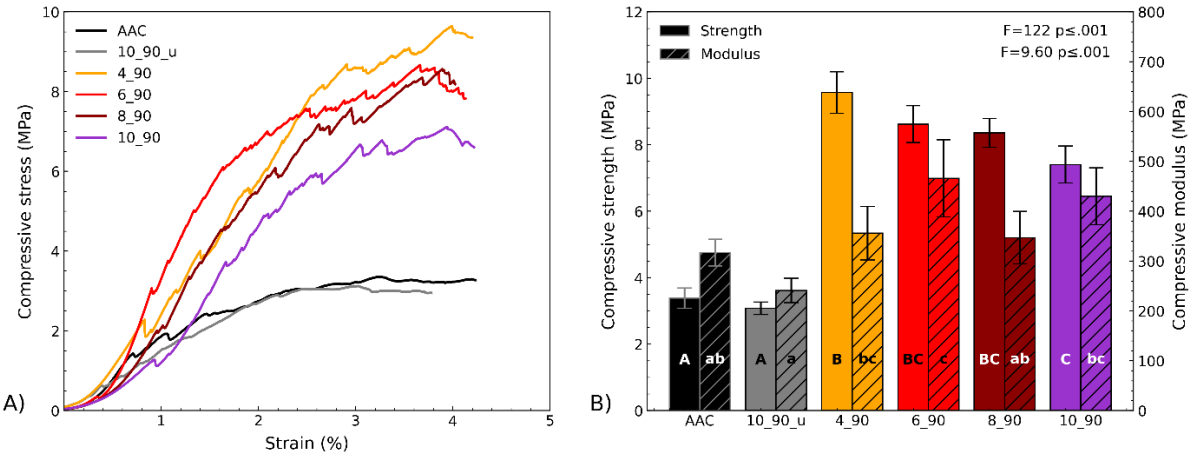


Figura 19 – (a) Curvas representativas de tensão *vs.* deformação em compressão, e (b) resistência à compressão e módulo dos grupos de pinos orientados a 90° (letras diferentes nas barras representam diferenças significativas).

Todos os grupos com reforço de pinos de UPR apresentaram resistência e rigidez à compressão significativamente maiores, com aumentos de 6,19 MPa, 5,24 MPa, 4,97 MPa e 4,02 MPa para os grupos 4_90, 6_90, 8_90 e 10_90 na resistência à compressão quando comparados ao bloco de AAC não reforçado (3,38 MPa), respectivamente. O efeito observado de resistência e rigidez à compressão significativamente maiores nos grupos com pinos pode ser explicado pela regra das misturas, segundo a qual as propriedades do material final são determinadas pelas propriedades de seus componentes individuais e suas proporções. Além disso, a melhor capacidade de reforço apresentada pelos grupos com pinos de menor diâmetro

está relacionada diretamente às suas características geométricas, apresentando uma maior área superficial e, devido a isso, também uma maior área de influência.

Nesse caso, os pinos de UPR apresentaram propriedades compressivas muito superiores às do bloco de AAC. Como a rigidez da UPR é significativamente maior que a do AAC, os pinos sofreram menor deformação que o AAC quando submetidos à carga de compressão. Consequentemente, a carga foi distribuída principalmente entre os pinos até sua ruptura, contribuindo para o aumento do módulo de elasticidade do conjunto UPR/AAC. Portanto, o aumento da resistência e rigidez à compressão observado nos grupos reforçados com pinos de UPR pode ser atribuído às propriedades vantajosas da UPR e à distribuição eficiente da carga entre os pinos, conforme governado pela regra das misturas.

A falha dos pinos sob compressão ocorreu por ruptura frágil e por flambagem (Figura 20). A flambagem foi observada apenas nos menores diâmetros, *i.e*, 4 e 6 mm, justificada pela geometria esbelta do pino. De fato, não se espera flambagem em colunas quando confinadas por um suporte rígido; no entanto, a flambagem dos pinos ocorreu após o alcance da tensão de fissuração do concreto, momento em que a resistência do concreto danificado não foi suficiente para suportar os pinos. Entretanto, esse não foi o mecanismo predominante em todos os pinos desses grupos, embora todos apresentassem a mesma esbeltez. Esse efeito pode ser atribuído à ação do AAC atuando como suporte lateral para os pinos, impedindo que alguns deles flambem (Zuoguang et al. 2009; Selver et al. 2021).

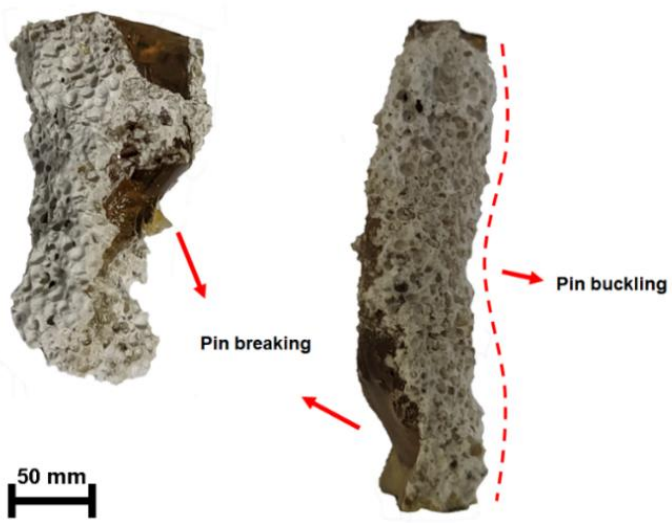


Figura 20 – Modos de falha dos pinos orientados a 90° sob carregamento de compressão.

Além disso, parece haver uma tendência de aumento da resistência à compressão do bloco à medida que o diâmetro do pino diminui, como evidenciado pela diferença estatisticamente significativa entre os grupos 4_90 e 10_90, o que pode estar relacionado a uma

melhor transferência de carga dos pinos para a matriz de AAC devido à maior área superficial dos pinos, permitindo um aumento da transferência de cisalhamento (Nanayakkara et al. 2013; Raeisi et al. 2019). No caso dos maiores diâmetros, a fratura frágil foi o principal modo de falha observado, o que está relacionado à menor esbeltez, enfatizando a influência dos fatores geométricos dos pinos nos mecanismos de falha.

Os resultados mostram que, independentemente do diâmetro do pino utilizado, há inicialmente uma distribuição uniforme de carga, mas, após a ruptura de um pino, a tensão torna-se não uniforme devido às regiões colapsadas e não colapsadas. Nanayakkara et al. (2013) sugerem que durante o regime elástico, a reação de um pino sob carga de compressão envolve principalmente a transferência de tensões de cisalhamento interfacial. A tensão de cisalhamento na interface AAC/poliéster difere entre os grupos devido às diferentes dimensões dos pinos, com menores diâmetros levando a maiores áreas superficiais laterais. Embora pinos menores apresentem menor capacidade individual de transferência de carga, a transferência total é maior no conjunto, indicando que eles podem absorver mais carga sem causar fissuração do AAC.

O aumento na resistência à compressão nos grupos orientados a 45° foi menor que nos orientados a 90° (Figura 21), embora ainda tenham sido observados incrementos de 2,35 MPa, 1,90 MPa, 2,33 MPa e 1,22 MPa para os grupos 4_45, 6_45, 8_45 e 10_45, respectivamente, quando comparados ao grupo não reforçado. No grupo com furos não preenchidos (10_45_u), diferentemente do comportamento observado na orientação de 90°, observou-se uma redução no módulo elástico devido à introdução dos furos localizados na mesma direção de aparecimento das fissuras de cisalhamento sob compressão. Quanto à resistência à compressão, foi observada diferença estatisticamente significativa entre o grupo não reforçado e os grupos reforçados, mas todos os grupos reforçados apresentaram resistências semelhantes.

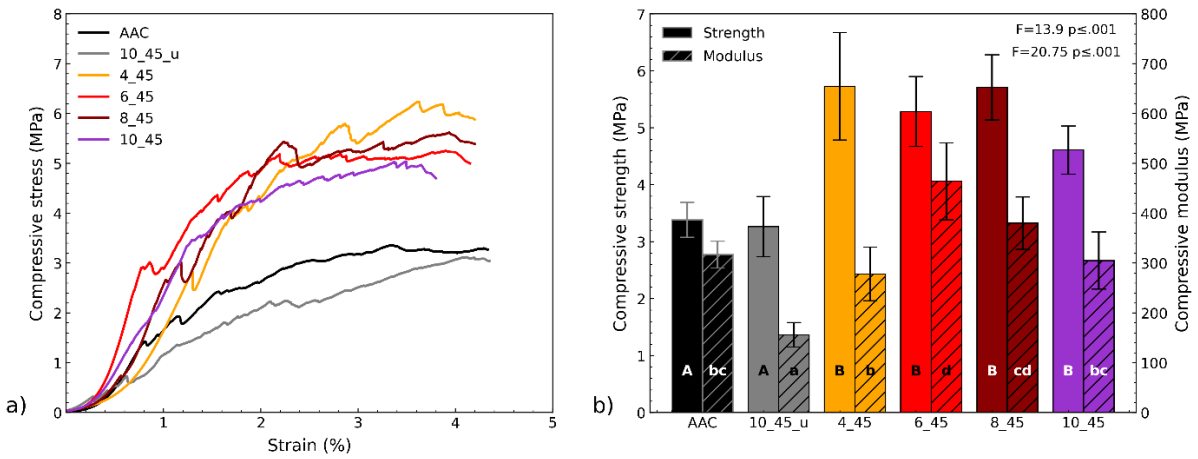


Figura 21 – (a) Curvas representativas de tensão *vs.* deformação em compressão, e (b) resistência à compressão e módulo dos grupos de pinos orientados a 45°.

Ao contrário dos pinos a 90°, orientados paralelamente à carga aplicada, os pinos a 45° não se romperam devido à carga de compressão. Como mostrado na Figura 22, fissuras de cisalhamento ao redor dos pinos foram evidentes em todas as amostras reforçadas, causando a ruptura da matriz de AAC antes da fissuração ou flambagem do pino, reduzindo o potencial de melhoria tanto na resistência quanto na rigidez para esses grupos. Como discutido por Kocher et al. (2001), pinos inclinados a 45° apresentam estabilidade significativamente menor quando submetidos à compressão axial em comparação com ângulos maiores (>60°). Portanto, ângulos pequenos em relação ao plano da superfície devem ser evitados em cargas de compressão, ainda que possam ser atrativos em solicitações de flexão.

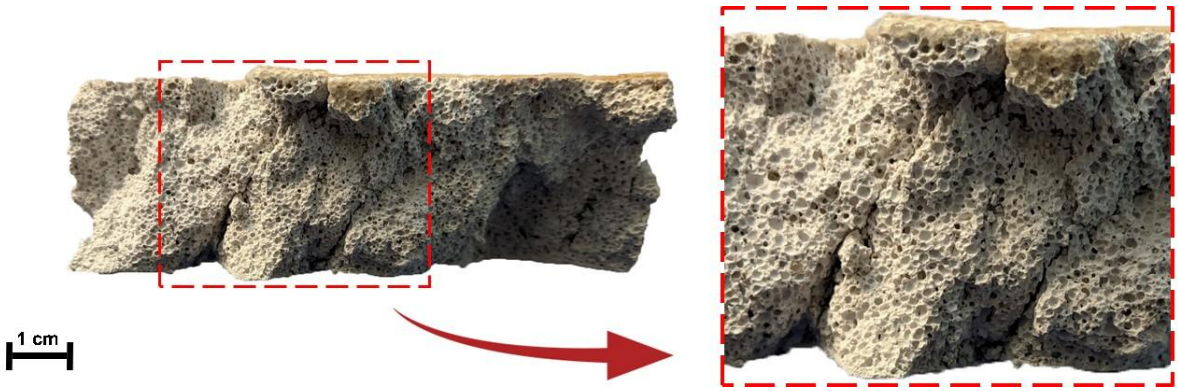


Figura 22 – Modo de falha dos pinos orientados a 45° sob carregamento de compressão.

Comparados a métodos mais convencionais de reforço, como o uso de fibras, tanto os pinos orientados a 45° quanto a 90° demonstraram níveis superiores de reforço (Xu et al. 2019; Onur Pehlivanlı and Uzun 2022; Huang et al. 2022). Além disso, apesar da razão UPR/AAC relativamente baixa em todos os grupos (4,52~6,65%), o mecanismo de permeação da resina nos poros do AAC e a camada de regularização nas faces do material levaram a um aumento de massa de aproximadamente 20% e 25% nos grupos reforçados com pinos orientados a 90° e 45°, respectivamente. Ainda assim, o ganho substancial em resistência mecânica apresentado por esses grupos justifica esse aumento de massa, uma vez que ele não altera a característica de leveza do AAC.

3.3.3. Comportamento à flexão

Em relação à resistência à flexão dos blocos sem reforço e daqueles com pinos orientados a 90°, observou-se que os grupos com pinos de maior diâmetro (*i.e*, 8_90 e 10_90) não apresentaram diferença estatística comparados aos grupos sem reforço, enquanto os grupos

com menores diâmetros (*i.e*, 4_90 e 6_90) obtiveram ganhos de 1,82 MPa e 0,92 MPa na resistência à flexão, respectivamente, quando comparados ao AAC sem reforço (Figura 23).

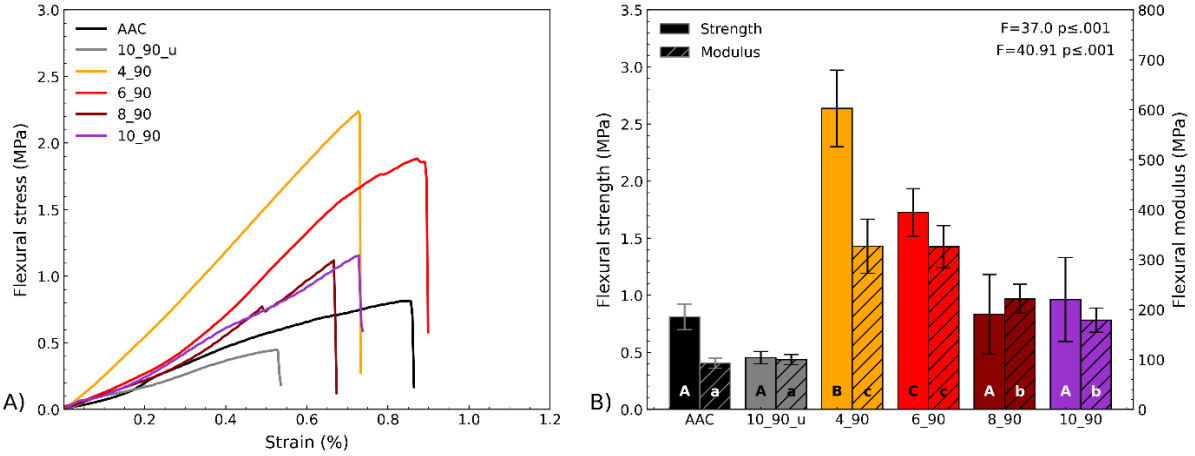


Figura 23 – (a) Curvas representativas de tensão *vs.* deformação em flexão, e (b) resistência à flexão e módulo dos grupos de pinos orientados a 90°.

Como observado nos grupos submetidos à condição de flexão, a presença de irregularidades geométricas (furos) introduz pontos de falha, em que o nível de tensão é significativamente maior em um ponto localizado quando comparado à tensão média no material, podendo levar à formação de fissuras ou falhas. Além disso, quanto maior o diâmetro do furo, maior a redução na capacidade resistente da estrutura, podendo inclusive alterar o mecanismo de ruptura do material (Wisnom and Hallett 2009; Ghasemi and Moradi 2017). Observando os modos de falha das amostras com pinos a 90° (Figura 24), é evidente que os furos não preenchidos se comportaram como concentradores de tensão, onde a ruptura ocorreu na seção média dos furos (grupo 10_90_u). Devido a esse comportamento, esse grupo apresentou ruptura em deformações menores do que o grupo controle de AAC (Figura 23a).

No entanto, em todos os grupos preenchidos com resina, a fratura foi deslocada para a região entre os pinos, causando a ruptura dentro da área da seção transversal do AAC. Nesse contexto, a resina poliéster, com propriedades mecânicas superiores às do AAC, reforçou a região próxima às bordas do furo, deslocando a fratura para as áreas sem o efeito ativo dos pinos. Esse mecanismo também pode ter sido responsável pelo aumento do módulo de elasticidade nos grupos reforçados com pinos, nos quais foram observadas melhorias de 234,2 MPa, 233,13 MPa, 128,64 MPa e 86,1 MPa para os grupos 4_90, 6_90, 8_90 e 10_90, respectivamente. Nesse contexto, Qqanto maior a quantidade de pinos, maior é o volume de resina capaz de se difundir para a região compreendida entre eles, promovendo um reforço mais

efetivo dessa zona e resultando no aumento nas propriedades mecânicas. Esse efeito não foi observado nos pinos de maiores diâmetros, uma vez que a região impregnada pela resina apresenta maior espaçamento entre os pinos, reduzindo a interação e a sobreposição das zonas reforçadas.

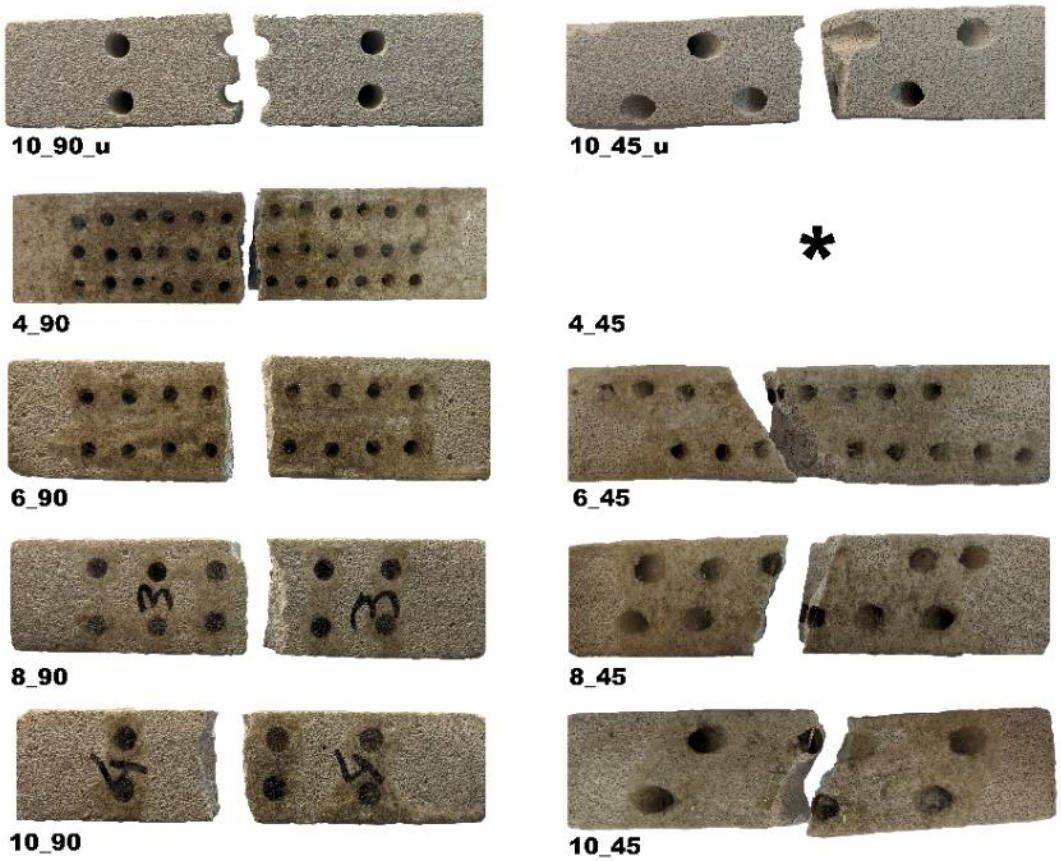


Figura 24 – Modos de falha dos grupos orientados a 90° e 45° obtidos nos ensaios de flexão. (*) amostra rompida devido à retração da resina, não elegível para ensaio mecânico.

Nesse sentido, sob carregamento de flexão, as concentrações de tensão ao redor dos pinos excedem a tensão crítica necessária para a iniciação de fissuras, sendo que pinos menores, com menores efeitos de concentração de tensões, requerem cargas aplicadas mais elevadas para iniciar as fissuras quando comparados aos pinos de maior diâmetro. Além disso, uma vez iniciada a fissura, pinos menores podem dificultar a propagação da mesma ao longo da interface entre o AAC e o pino. Adicionalmente, pode-se afirmar que a camada de regularização de UPR nas superfícies dos blocos, embora muito fina, contribuiu positivamente para resistir às tensões de flexão.

Em relação aos grupos orientados a 45°, como mostrado na Figura 24, uma vez que os pinos foram orientados em duas direções (45° e -45°), formando uma geometria semelhante a

treliça, as fissuras induzidas pela flexão inevitavelmente alcançaram os pinos de poliéster, que atuaram como reforço até sua ruptura. Esse mecanismo resultou em aumentos de 394,83 MPa, 254,36 MPa e 267,54 MPa para os grupos 6_45, 8_45 e 10_45, respectivamente (Figura 25). Nesse sentido, a disposição diagonal dos pinos introduziu um aumento superior quando comparada às suas contrapartes orientadas a 90°, tanto em termos de resistência quanto de rigidez. Para essa condição de carregamento, os pinos a 90° mencionados anteriormente podem não contrapor de forma eficaz os esforços de cisalhamento, enquanto os pinos a 45° são vantajosos para reforçar toda a área da seção transversal do material devido à sua geometria e distribuição. Esses pinos diagonais afetam como os esforços de cisalhamento se distribuem ao longo do material, dispersando-os efetivamente por uma área maior do material. Quanto ao grupo sem reforço (10_45_u), como não havia pinos para atuar como reforço do material, os furos se comportaram novamente como concentradores de tensão, levando os blocos à ruptura em menores deformações.

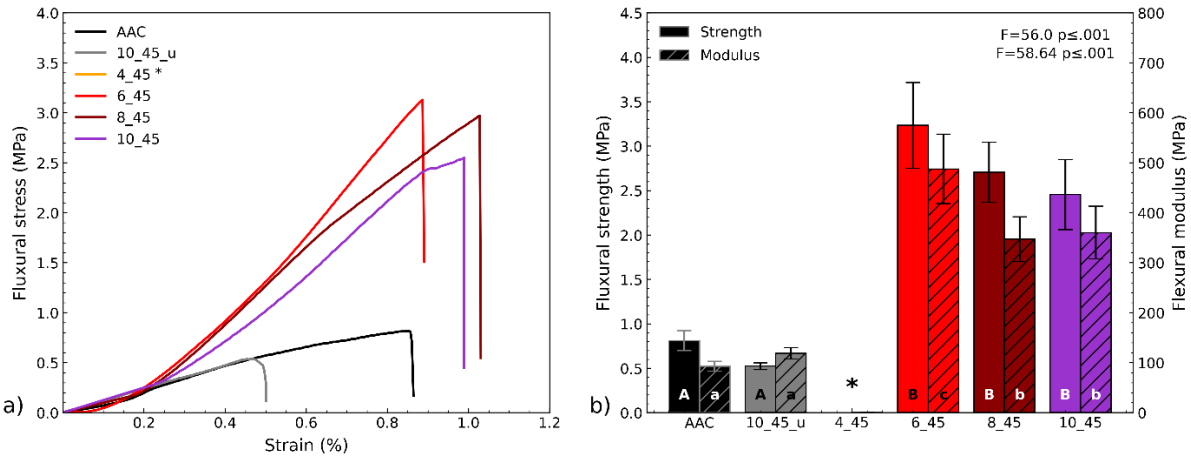


Figura 25 – (a) Curvas de tensão *vs.* deformação em flexão, e (b) resistência à flexão e módulo dos grupos de pinos orientados a 45°. (*) amostra rompida devido à retração da resina, não elegível para ensaio mecânico.

No entanto, não foi possível fabricar o grupo 4_45 utilizando o processo empregado nesta pesquisa. Corpos de prova fabricados nessa configuração apresentaram fissuração substancial e até mesmo uma curvatura na amostra foi observada devido à contração da poliéster e à sua boa adesão à superfície do AAC. De fato, a UPR passa por uma contração volumétrica durante o processo de cura que pode variar de 7 a 10% devido à copolimerização por radicais livres entre UPR e estireno, o que frequentemente causa sérios problemas de qualidade superficial e controle dimensional. A maior parte das deformações de contração ocorre dentro de 24 horas, quando a UPR transita de uma condição de líquido viscoso para um sistema com

comportamento de sólido (Xu and Lee 2004). Esse processo de cura resulta em uma estrutura altamente reticulada que reduz a mobilidade molecular do polímero, aumentando sua fragilidade e conferindo resistência mecânica. Além disso, sendo mais sensível à temperatura, a UPR pode apresentar uma contração muito maior do que o AAC em baixas temperaturas (Gao et al. 2019). De fato, o coeficiente de expansão térmica da UPR é próximo de 100×10^{-6} ($°C^{-1}$) (Hill et al. 1995; Aldrighetti et al. 2005; Chieruzzi et al. 2013), enquanto o do AAC atinge apenas 10×10^{-6} ($°C^{-1}$) (Jerman et al. 2013; Ullrich et al. 2021). Devido a esses fatores, embora o acoplamento de deformações seja benéfico para o reforço do material, esse mecanismo levou a problemas como delaminação ou fissuração da interface nesse grupo.

O fato de esse grupo ser o único a apresentar esse comportamento provavelmente está relacionado à orientação dos pinos e à forma do corpo de prova de flexão. Nesse sentido, pinos inclinados possuem um maior volume de resina (aproximadamente 40% maior quando comparados aos pinos a 90°) e um menor espaçamento para se ajustarem ao corpo de prova. A contração dos pinos de resina causa tensões de tração perpendiculares à interface, e a proximidade dos pinos levou à ruptura do AAC. Além das fissuras originadas nos pinos, também foi observada delaminação da resina na camada de revestimento das superfícies do bloco devido à contração da UPR.

Embora a fabricação do grupo 4_45 tenha sido inviável, o grupo 6_45 apresentou um desempenho notável. Essa combinação resultou em propriedades de flexão aprimoradas tanto para pinos orientados a 45° quanto a 90°, sendo superiores às encontradas na literatura para reforço por fibras. De fato, os ganhos em resistência à flexão encontrados por Pehlivanli et al. (2015) para fibras de polipropileno, basalto, carbono e vidro foram de 40%, 61,33%, 16% e 4%, respectivamente. Da mesma forma, Huang et al. (2022) estudaram o uso de fibras de polietileno e obtiveram uma melhoria de 37,2% na resistência à flexão.

Por fim, em um cenário real de aplicação, em que cargas combinadas podem atuar, torna-se crucial otimizar a orientação dos pinos de poliéster dentro dos blocos de AAC para alcançar um comportamento mecânico superior sob condições combinadas de carregamento. Ao aplicar estrategicamente diferentes orientações de pinos, o material compósito pode ser projetado para resistir de forma eficaz a cenários complexos de carregamento envolvendo tanto tensões de compressão quanto de flexão. Por exemplo, uma combinação de pinos orientados a 45° e 90°, juntamente com possivelmente outros ângulos, poderia ser explorada para aprimorar a integridade estrutural de blocos de AAC contra forças multidirecionais presentes em aplicações reais.

3.4. Conclusões

Esta pesquisa focou na melhoria do comportamento à compressão e flexão de blocos de Concreto Celular Autoclavado (AAC) reforçados com pinos de Resina Poliéster Insaturada (UPR). Diferentes tamanhos de pinos orientados a 90° e 45° foram avaliados, e a interface entre UPR e AAC foi analisada. Imagens de MEV revelaram que a adesão mecânica entre a UPR e a matriz de AAC resultou em uma interface rugosa que facilitou a transferência de esforços de cisalhamento entre esses materiais. Essa ligação interfacial desempenhou um papel crucial no reforço da matriz de AAC, resultando em melhorias notáveis tanto na resistência à compressão quanto na resistência à flexão.

Em relação às propriedades de compressão, os pinos orientados a 90° exibiram o desempenho mais favorável, indicando que essa disposição é ideal para maximizar a capacidade resistente, com melhorias de até 180%. Por outro lado, em flexão, a configuração com pinos orientados a 45° demonstrou comportamento superior, alcançando um nível de melhoria de até 298%. Pinos orientados a 90° se comportam melhor sob carga de compressão devido ao seu alinhamento com a direção da carga aplicada, enquanto pinos orientados a 45° apresentaram melhor desempenho sob flexão devido ao seu reforço contra o cisalhamento, que foi o modo de falha mais comum nas condições de flexão aplicadas.

Além disso, o diâmetro dos pinos teve um efeito significativo no aprimoramento mecânico do AAC reforçado. O estudo sugere a vantagem do uso de pinos de menor diâmetro, o que se correlaciona positivamente com o aumento geral da resistência mecânica. No entanto, observou-se que um espaçamento muito reduzido entre os pinos pode levar a fissuras substanciais devido à contração da resina.

CAPÍTULO IV – CONCRETO CELULAR AUTOCLAVADO REFORÇADO COM PINOS DE POLÍMERO COMO NÚCLEO DE PAINÉIS SANDUÍCHE

4.1. Introdução

O Concreto Celular Autoclavado (AAC) é um material de construção com densidade muito baixa (300–800 kg/m³) devido aos vazios isolados em sua estrutura porosa, resultando em excepcional isolamento acústico (Yusrianto et al. 2022) e térmico (Emelianov et al. 2023), bem como elevada resistência ao fogo (Narayanan and Ramamurthy 2000) e bom desempenho sísmico (Xu et al. 2021). Embora o AAC tenha sido utilizado em sistemas estruturais de paredes, suas propriedades mecânicas relativamente baixas têm limitado seu uso em outras aplicações estruturais, particularmente em coberturas e pisos, onde cargas de flexão são aplicadas. A solução mais comum é a incorporação de barras de aço para aumentar sua capacidade resistente (Qu and Zhao 2017; Michelini et al. 2023), obtendo o concreto celular autoclavado reforçado (RAAC), que recentemente recebeu atenção negativa devido a problemas de corrosão. Nesse sentido, em 2024, mais de 230 escolas no Reino Unido foram orientadas a fechar edifícios com RAAC até que medidas de segurança fossem implementadas (Goodier et al. 2023). Nesse contexto, o uso de materiais não metálicos para reforçar o AAC pode ser uma alternativa interessante.

Painéis sanduíche consistem em duas lâminas finas separadas por um núcleo espesso, formando uma estrutura leve e que oferece excelente relação resistência-peso (Chai and Zhu 2011). As faces são comumente feitas de materiais finos e rígidos, enquanto o núcleo é leve e relativamente flexível. Nessa estrutura, a maior parte das tensões de tração e compressão geradas na flexão é suportada pelas faces, enquanto o núcleo resiste ao cisalhamento e redistribui as forças normais para a superfície (Birman and Kardomateas 2018). Núcleos comumente utilizados na construção civil (por exemplo, espumas poliméricas e madeira balsa) têm eficácia limitada em ambientes de alta temperatura, representando um desafio importante nessa aplicação. Assim, as boas propriedades de isolamento do AAC, um material tradicional da construção, o tornam uma excelente opção para uso como núcleo em painéis sanduíche para aplicações na construção.

No que diz respeito ao material das faces, lâminas de Polímeros Reforçados com Fibras (FRP) são altamente utilizadas para essa finalidade devido à sua elevada resistência química (Choi et al. 2021), boas propriedades mecânicas e baixa densidade (Patil et al. 2017). De fato,

esses materiais compósitos têm sido empregados para reparar ou reforçar estruturas de concreto armado convencionais (Mugahed Amran et al. 2018). O uso de FRP para reforçar AAC pode melhorar suas propriedades mantendo um peso total reduzido, sendo uma opção valiosa para aplicações como sistemas de paredes, pisos e coberturas (Sedaghat et al. 2023). Além disso, o uso de FRP na superfície do AAC pode retardar a infiltração de água, que deteriora o concreto (He et al. 2018). De fato, Bayat et al. (2019a) estudaram núcleos de AAC em painéis sanduíche com lâminas de Polímero Reforçado com Fibra de Vidro (GFRP) e de alumínio, e relataram um aumento significativo na capacidade resistente, absorção de energia e resistência à flexão. Uddin et al. (2006) investigaram painéis de CFRP/AAC sob flexão em quatro pontos e observaram uma melhora significativa de resistência e rigidez à flexão.

Mesmo assim, durante a flexão, forças transversais geram tensões de cisalhamento e normais no eixo perpendicular às faces do painel sanduíche. As faces resistem à maior parte das tensões normais, mas o núcleo deve suportar a carga transversal aplicada e resistir às tensões de cisalhamento provenientes da flexão. Embora o AAC tenha um módulo de elasticidade menor do que o concreto convencional, ainda não é suficientemente baixo para permitir grandes deformações durante a flexão. Essa propriedade, combinada com sua resistência inerentemente baixa devido à estrutura porosa, limita o reforço do AAC com FRP, já que ocorre ruptura precoce do AAC. Estudos iniciais explorando AAC em painéis sanduíche para estruturas de tamanho de parede, ou seja, 100–150 mm, identificaram a falha por cisalhamento como o principal modo de ruptura. Dey et al. (2015) examinaram a resposta ao impacto por flexão de painéis sanduíche com faces de cimento reforçado com têxteis e núcleo de AAC. Como esperado, as faces aumentaram significativamente a rigidez à flexão, a resistência e a capacidade de absorção de energia; contudo, a ruptura precoce do núcleo foi frequentemente observada.

O reforço do núcleo em painéis sanduíche pode ser obtido pela introdução de pinos poliméricos. Isto é amplamente reconhecido por melhorar propriedades mecânicas (por exemplo, comportamentos à compressão (Fojtl et al. 2018), à flexão (Zheng et al. 2014) e ao impacto (Kaya and Selver 2019), uma vez que aprimora as propriedades do núcleo e sua ligação com as faces (Jayaram et al. 2018). Nesse sentido, Balikoglu et al. (2020) relataram uma melhora significativa no desempenho mecânico e uma mudança nos modos de ruptura das amostras reforçadas. Além disso, o reforço por pinos em AAC, que é originalmente altamente frágil, pode permitir maior espessura do núcleo e rigidez à flexão aprimorada.

Este estudo investiga o efeito do reforço do AAC aplicando conceitos de painéis sanduíche, utilizando GFRP como camadas de face e pinos de poliéster como reforço do núcleo,

em painéis com diferentes espessuras e fabricados com um método prático e de baixo custo de laminação manual, com o objetivo de produzir materiais de construção leves, versáteis e mecanicamente otimizados. Considerando a falta de dados de pesquisa anteriores sobre esse tipo de painel, um conjunto de ensaios foi preliminarmente conduzido com foco nos efeitos físicos e mecânicos da introdução dos pinos.

4.2. Materiais e métodos

4.2.1. Seleção e caracterização dos materiais

Resina poliéster insaturada ortoftálica (UPR, Embrapol, Brasil), com alto teor de monômero de estireno (41–47%), foi utilizada para fabricar tanto as faces quanto os pinos poliméricos dos painéis sanduíche. A viscosidade da UPR foi determinada utilizando um reômetro oscilatório (Anton Parr, Alemanha) com geometria de placas paralelas (gap de 500 µm e diâmetro da placa de 25 mm). Peróxido de metil etil cetona foi utilizado como iniciador, a 1,5% em massa. A densidade da UPR curada foi determinada pesando-se as amostras submersas em água à temperatura ambiente (23 °C), de acordo com a ASTM D792. A resistência à tração e o módulo de elasticidade da UPR foram avaliados conforme a ASTM D638 (corpo de prova tipo I), em uma máquina universal Instron 3382, a 5 mm/min. As propriedades de compressão foram determinadas conforme a ASTM D695, utilizando suportes cilíndricos (diâmetro × altura: 12,30 mm × 24,60 mm) e velocidade de deslocamento de 1,3 mm/min.

Mantas de fibra de vidro E aleatória de fios curtos (Owens Corning, densidade áerea de 300 g/m², comprimento de fibra de 4,5 mm) foram utilizadas para fabricar as faces do painel. Para o material do núcleo, blocos de AAC (600 mm × 300 mm × 75 mm) foram adquiridos da Sical (Brasil). As propriedades de compressão dos blocos de AAC foram determinadas conforme a ASTM C1693, utilizando amostras cúbicas (100 mm de lado) a 1,5 mm/min. A resistência à tração do AAC foi determinada indiretamente por flexão em ensaios de três pontos, conduzidos em amostras de 40 mm × 40 mm × 160 mm, de acordo com a ASTM C293, mantendo uma razão vão-altura de 3. O módulo de elasticidade do AAC foi determinado por meio de ensaio não destrutivo utilizando a técnica de excitação por impulso com sensor acústico (Sonelastic, Brasil), conforme a ASTM E1876. A densidade do AAC foi determinada em corpos de prova prismáticos com base em medições de massa e dimensões, utilizando balança analítica e paquímetro analógico, respectivamente.

4.2.2. Fabricação dos painéis

Para os painéis reforçados com pinos, os blocos de AAC foram cortados para o tamanho requerido para cada corpo de prova e os furos foram perfurados utilizando uma furadeira de bancada. As faces em GFRP foram fabricadas diretamente sobre o AAC utilizando a técnica de laminação manual com rolo, na qual uma única camada de manta de fibra de vidro E foi usada para manter o painel leve e economicamente viável. Adotou-se uma fração mássica de UPR de aproximadamente 70% para garantir uma boa adesão ao AAC.

Após a cura (24 h, ≈23 °C) da primeira face em GFRP sobre o AAC perfurado, as amostras foram rotacionadas em 180°, ficando voltadas para baixo, e os pinos foram cuidadosamente preenchidos com UPR por vazamento. Após a cura dos pinos (24 h, ≈23 °C), a outra face em GFRP foi produzida da mesma maneira que a primeira. Os painéis resultantes foram pós-curados a 100 °C durante 16 h para garantir cura completa dos pinos. A fabricação dos painéis reforçados com pinos de UPR é ilustrada na Figura 26. Três espessuras de núcleo foram estudadas: 17 mm, 35 mm e 50 mm, e as amostras foram nomeadas SP17PIN, SP35PIN e SP50PIN, respectivamente. Para fins de comparação, foram produzidos painéis com espessuras idênticas, porém sem pinos, nomeados SP17, SP35 e SP50, respectivamente.

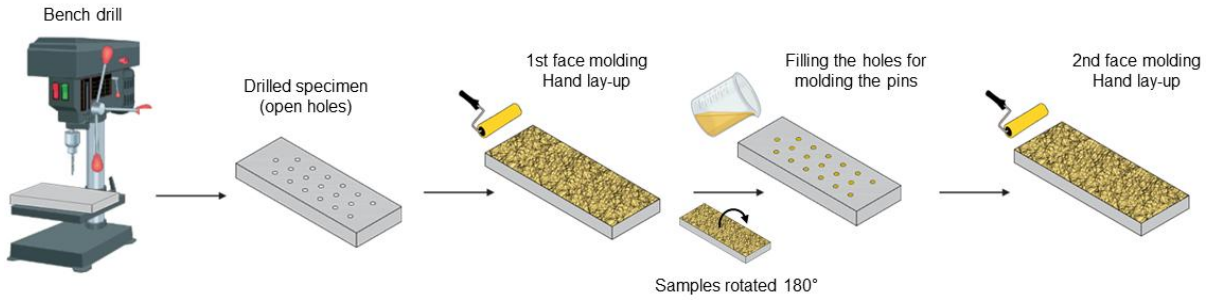


Figura 26 – Processo de fabricação dos painéis sanduíche reforçados com pinos de UPR.

Para determinar o teor final de fibras e a densidade das faces dos painéis sanduíche produzidos pelo processo de fabricação aplicado, as camadas de face das amostras foram cortadas do núcleo e qualquer traço de AAC foi cuidadosamente removido para evitar interferência nos resultados. O teor de fibras da face isolada foi avaliado por combustão da matriz em mufla (600 °C por 6 h), conforme a ASTM D3171, assumindo-se densidade da fibra de vidro igual a 2,54 g/cm³, conforme informado na ficha técnica da manta. A densidade da camada de face isolada foi determinada pelo mesmo método aplicado à UPR.

4.2.3. Configuração dos pinos

Com relação à distribuição dos pinos dentro do material do núcleo, os furos foram perfurados a um ângulo de 45° para contrapor o cisalhamento que ocorre durante a flexão, obtendo uma estrutura semelhante a uma treliça. Todos os pinos tinham diâmetro de 6 mm e o espaçamento entre eles era de 25 mm, com base em pesquisas anteriores do grupo (Aramburu et al. 2024). O diâmetro relativamente pequeno foi escolhido para não comprometer o peso total do painel, mas não tão pequeno a ponto de torná-lo suscetível à flambagem. O espaçamento mínimo entre os pinos foi limitado para evitar ruptura do AAC devido à tração induzida pela contração da resina. A distância dos pinos em relação à borda do corpo de prova foi ajustada para manter todos os pinos dentro da face do núcleo, conforme ilustrado na Figura 27.

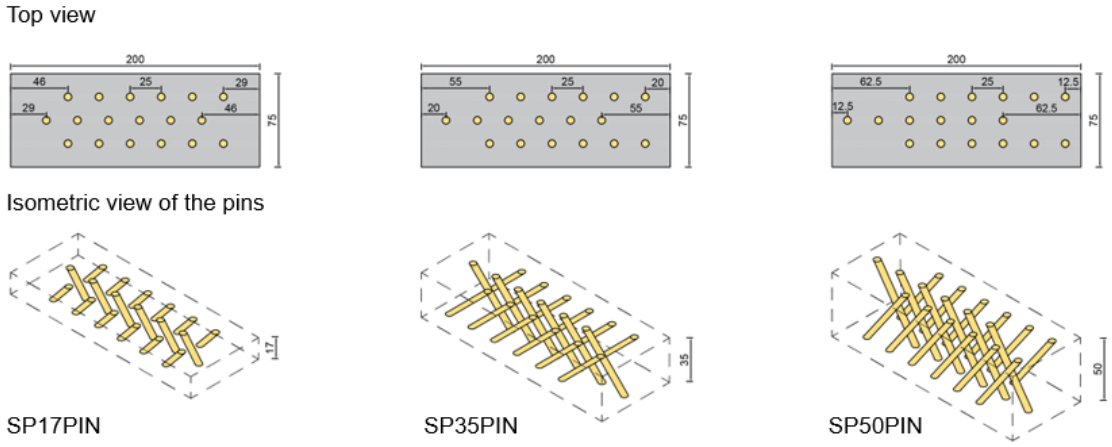


Figura 27 – Esquema de distribuição dos pinos no interior do painel sanduíche (distâncias em mm).

4.2.4. Microscopia e absorção capilar de água e de UPR

A morfologia superficial da camada de face e sua interface com o núcleo de AAC foram analisadas por microscopia óptica (OM) e eletrônica de varredura (SEM). A OM foi realizada em um microscópio ZEISS Axio (lentes 10×/0,25) e a SEM foi realizada em um equipamento ZEISS EVO MA10 operando a 10 kV, distância de trabalho de 8,5 mm e ampliações de 200–5000×. Medições baseadas nas imagens foram realizadas utilizando o software ImageJ.

A absorção capilar de água pelo AAC original e pelos painéis sanduíche fabricados foi avaliada. O ensaio foi conduzido conforme a ASTM C1585, utilizando amostras de 100 mm × 70 mm × 35 mm (comprimento × largura × espessura) em contato com uma lâmina de água de 2 mm. As laterais de todos os corpos de prova foram seladas com silicone, de modo que a água absorvida tivesse de fluir pela face inferior das amostras.

Além disso, como o AAC é altamente poroso (≈48%), parte da resina utilizada para moldagem do GFRP e produção dos pinos permeou nos poros do AAC. Para quantificar isso, o ensaio de absorção capilar foi realizado com base no mesmo padrão (ASTM C1585), com amostras cúbicas de 50 mm × 50 mm × 50 mm, mas colocadas em contato com uma lâmina de 2 mm de UPR formulada no estado líquido até que o tempo de geleificação da resina fosse atingido (≈ 50 min). A variação de massa do AAC foi medida de acordo com a Eq. 1, na qual m é a variação da massa da amostra, a é a área exposta da amostra e d é a densidade da UPR.

$$Absorção = \frac{m}{a \cdot d} \quad \text{(Eq. 1)}$$

4.2.5. Ensaios mecânicos

Para avaliar as propriedades de resistência e rigidez da face em GFRP, uma face composta isolada (*i.e*, sem o núcleo de AAC) foi fabricada utilizando o mesmo processo de laminação manual sobre uma superfície plana de aço. A placa de GFRP foi fabricada com o mesmo teor de fibras obtido no ensaio de teor de fibras mencionado anteriormente, e amostras foram cortadas para ensaios de tração e compressão. O ensaio de tração foi conduzido conforme a ASTM D3039, utilizando corpos de prova de 250 mm × 25 mm e velocidade de travessão de 2 mm/min, com as deformações registradas por um extensômetro óptico (AVE-1, Instron). Para o ensaio de compressão, foram utilizados corpos de prova de 140 mm × 12 mm × 2,5 mm, conforme a ASTM D6641, com velocidade de travessão de 1,3 mm/min.

Com relação aos painéis sanduíche, ensaios de flexão em três pontos foram realizados em todos os painéis sanduíche em uma máquina universal Instron 3382, utilizando amostras de 75 mm × 200 mm (largura × comprimento). Um vão de 150 mm foi utilizado, conforme a ASTM C393, para induzir ruptura por cisalhamento no núcleo dos painéis. Cinco corpos de prova foram ensaiados para cada grupo e a teoria de vigas de Timoshenko foi utilizada para descrever o comportamento à flexão. A rigidez flexional (D) do painel sanduíche é expressa pela Eq. 2, que representa a soma das rigidezes flexionais das faces e do núcleo.

$$D = \frac{E_f\, w\, {t_f}^3}{6} + \frac{E_f\, w\, t_f}{2}\left(t_f + t_c\right)^2 + \frac{E_c\, w\, {t_c}^3}{12} \quad \text{(Eq. 2)}$$

Em que: E_f e E_c são os módulos de elasticidade da face e do núcleo, respectivamente; t_f e t_c são as espessuras da face e do núcleo, respectivamente; e w é a largura do painel.

Considerando a baixa rigidez do núcleo ($E_c \ll E_f$) e as faces relativamente finas ($t_f \ll t_c$), foram adotadas as aproximações de núcleo fraco e face fina para todos os grupos. As tensões

diretas nas faces e no núcleo devido à flexão são dadas pela Eq. 3, fornecendo as tensões de tração e compressão, na qual z é a distância medida a partir do eixo neutro do painel e M_x é o momento fletor na direção x.

$$\sigma_f = \frac{M_x z E_f}{D} \text{ and } \sigma_c = \frac{M_x z E_c}{D} \quad (3)$$

As propriedades de compressão de borda (*edgewise*) dos painéis sanduíche foram obtidas seguindo a ASTM C364 utilizando a mesma máquina de ensaio citada anteriormente. Foram utilizados cinco corpos de prova com 75 mm × 200 mm (largura × comprimento) e o ensaio foi realizado a 1 mm/min. A carga aplicada foi registrada e, posteriormente, a tensão de compressão de borda foi calculada utilizando a Eq. 4.

$$\sigma_c = \frac{P}{w(2t_f)} \quad (4)$$

Os dados mecânicos foram analisados estatisticamente utilizando ANOVA unidirecional, na qual a espessura e a presença de pinos foram consideradas como fatores. Quando a hipótese nula foi rejeitada, as médias foram comparadas pelos testes de Tukey-Kramer ao nível de significância de 5%, com base nos valores de F e p. A análise estatística foi realizada utilizando a linguagem Python 3.9.

4.3. Resultados e discussão

4.3.1. Impregnação da resina e qualidade da face compósita

Os resultados dos testes de caracterização mecânica dos constituintes isolados do painel são apresentados na Tabela 2, em que $\sigma_{Compressive}$ e $\sigma_{Tensile}$ representam, respectivamente, a resistência à compressão e à tração de cada material. As propriedades da UPR e do GFRP são significativamente superiores às do AAC, particularmente em termos de resistência, destacando o potencial desses materiais como reforços eficazes para o AAC.

Tabela 2 – Caracterização preliminar do AAC, da UPR e do GFRP.

Material	Densidade (g/cm³)	E (MPa)	$\sigma_{Compressive}$ (MPa)	$\sigma_{Tensile}$ (MPa)
AAC	0,479 (± 0,031)	1106 (± 75)	3,38 (± 0,30)	0,81 (± 0,11)*
UPR	1,206 (± 0,021)	3462 (± 238)	124,66 (± 5,13)	43,99 (± 2,71)
GFRP	1,442 (± 0,041)	8912 (±125)	193,36 (± 11,04)	101,51 (±6,59)

** Resistência de tração na flexão*

Um reforço adequado do painel pelas faces de GFRP exige boa adesão entre as faces e o núcleo, dado que a eficiência dos reforços em estruturas de concreto é geralmente limitada por falhas de descolamento (Lee et al. 2019). A adesão é proporcionada pela permeação da UPR no AAC, a qual também depende da viscosidade da resina. A baixa viscosidade da resina à temperatura ambiente, cerca de 0,389 Pa·s, é esperada para favorecer sua absorção capilar pelo AAC. Nesse sentido, a Figura 28 mostra a absorção contínua de UPR ao longo do tempo de gel da resina, aumentando rapidamente no início e estabilizando posteriormente, logo a profundidade alcançada pela resina está diretamente relacionada com sua capacidade difusional.

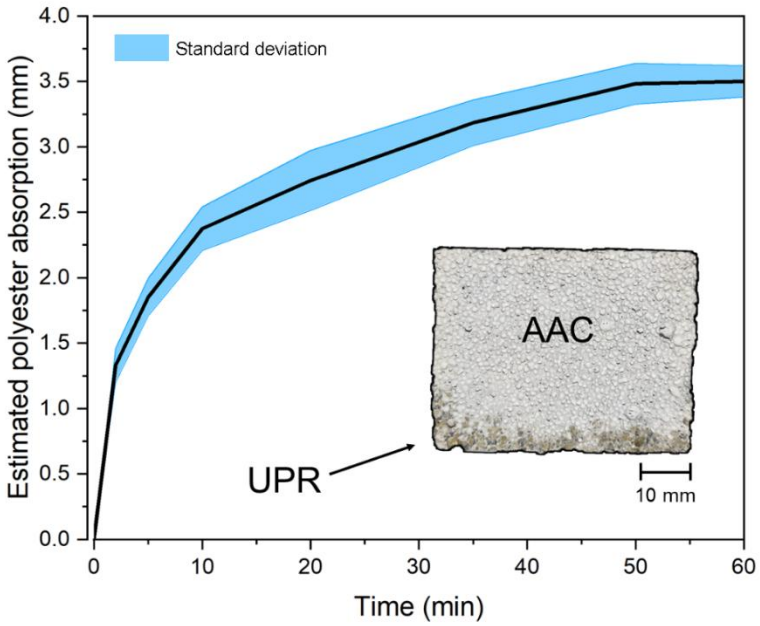


Figura 28 – Absorção de poliéster no AAC por capilaridade.

A Figura 29a mostra uma imagem de microscopia óptica (OM) da seção transversal da interface entre a face de GFRP e o núcleo de AAC. Claramente, a baixa viscosidade da resina permitiu que está permeasse os poros do AAC, resultando em um aparente bom ancoramento mecânico (Karam and Wu 2001; Wu and Huang 2008). A elevada porosidade do concreto estudado é benéfica para essa adesão e como consequência tem-se a possibilidade de proteção do concreto quando submetido à agentes agressivos (Liu and Vipulanandan 2001b; Diamanti et al. 2013), o que é muito preocupante para o AAC (Baltazar et al. 2015). A Figura 29a também revela uma concentração de resina na superfície superior, o que resultou em um bom acabamento superficial com aspecto liso no painel.

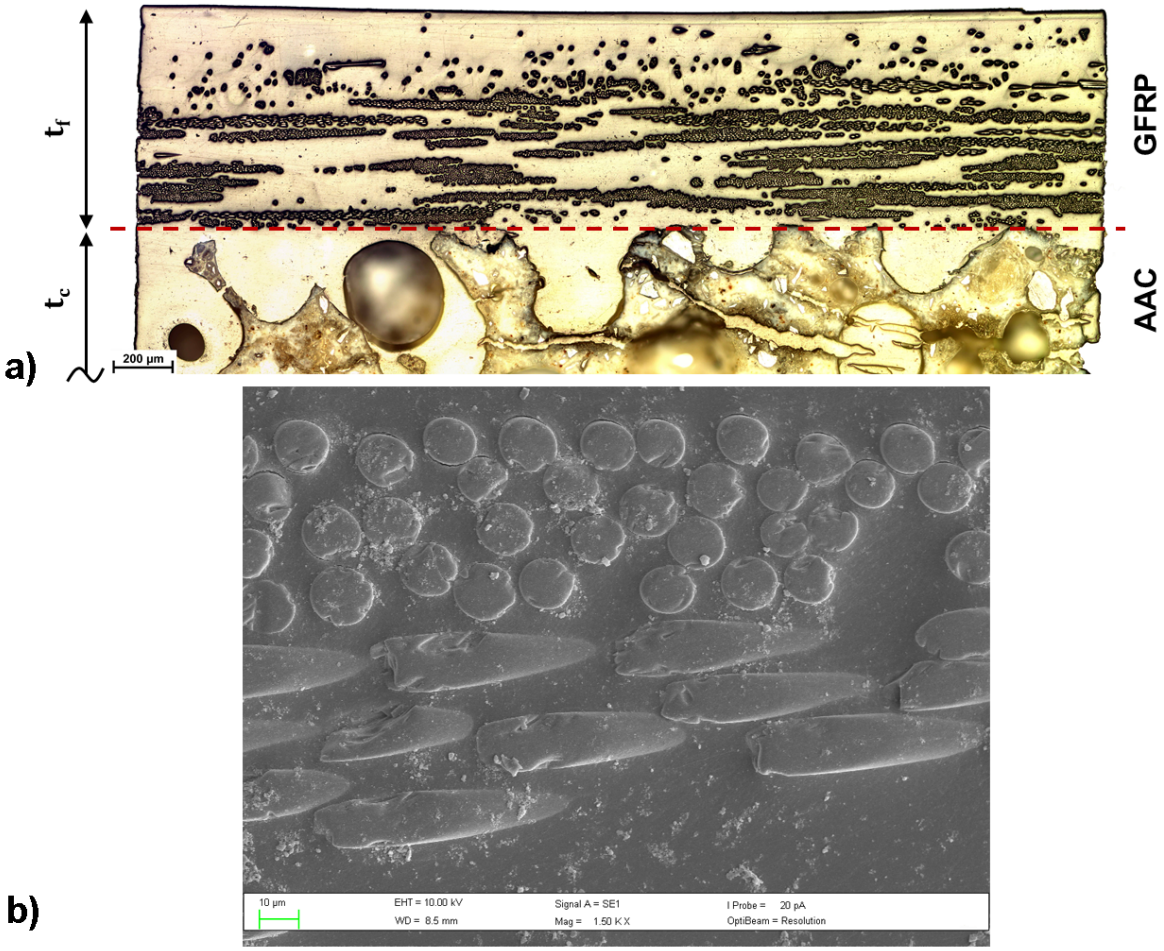


Figura 29 – (a) Vista em seção transversal por MO da interface entre a face de GFRP e o núcleo de AAC, e (b) vista em seção transversal por MEV do GFRP (manta de fibras de vidro/UPR).

A espessura média da camada de GFRP foi de 686,33 (±28,64) µm e o ensaio de queima confirmou um peso e volume de fibras de vidro de 32,09±2,91% e 18,30±2,32%, respectivamente, o que é relativamente baixo em comparação a compósitos mais avançados, mas apropriado para mantas de fibras e a técnica de laminação manual (Thomason 2006; Islam et al. 2019). A camada de GFRP é composta por fibras em direções aleatórias, com propriedades isotrópicas no plano, o que pode ser vantajoso considerando que reforça um material de construção frequentemente sujeito a diferentes tipos de carregamentos. Além disso, imagens de SEM das lâminas de face (Figura 29b) mostram que as fibras estão totalmente embebidas pela UPR, e a interface pode permitir uma boa transmissão de carga da UPR para as fibras de vidro.

A Figura 30 mostra a absorção de água por capilaridade do AAC e dos painéis GFRP/AAC, na qual uma redução de 93% na absorção de água foi observada nos painéis sanduíche. Esses resultados podem ser interessantes considerando estruturas de AAC, nas quais

a degradação das barras de aço é a principal preocupação. O preenchimento dos poros superficiais com resina e seu isolamento do contato direto com a água podem proteger significativamente o material, prevenindo perdas de propriedades. De fato, ao longo dos anos de serviço e devido a fatores como ataques de cloretos e sulfatos, gelo, carbonatação e reações álcali-sílica, a água desempenha um papel direto na deterioração física do concreto e contribui indiretamente para a degradação química ao transportar agentes agressivos.

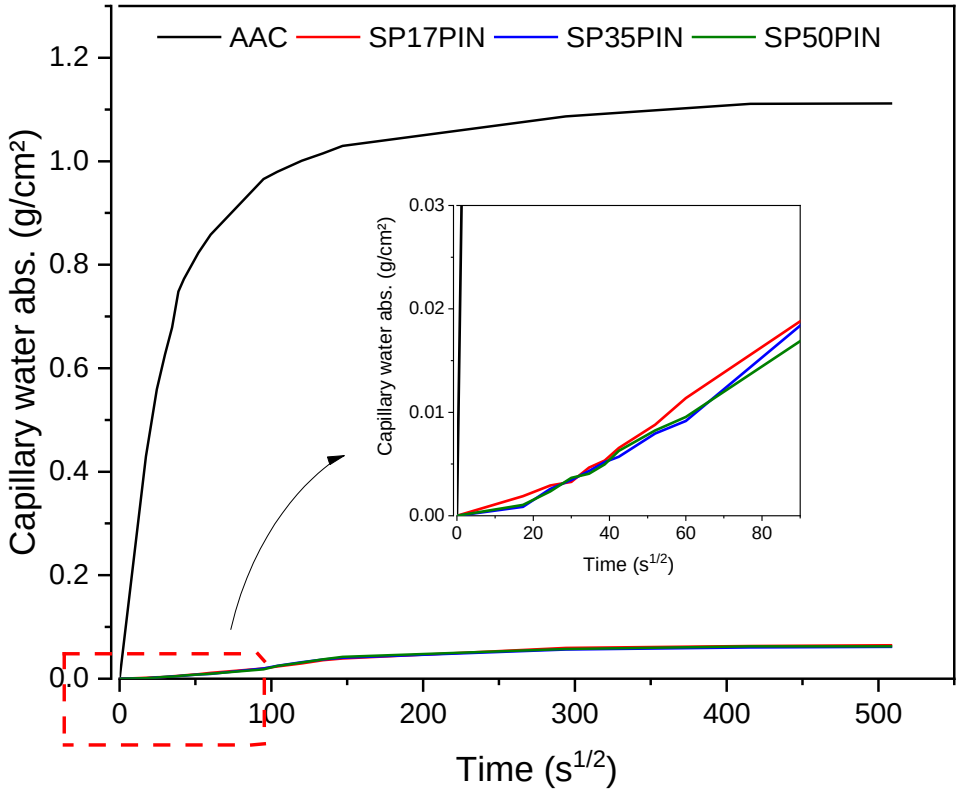


Figura 30 – Absorção de água da camada superficial do AAC e dos painéis sanduíche GFRP/AAC.

4.3.2. Comportamento à compressão

A resposta em compressão *edgewise* (curvas carga *vs.* deflexão) dos painéis não reforçados e reforçados com pinos, com diferentes espessuras de núcleo, é apresentada na Figura 31a. Para os grupos não reforçados, a carga aumentou até levar às primeiras falhas, em que a deformação fora do plano das faces iniciou o esmagamento local do núcleo e a fissuração, representada por pequenas quedas de tensão compressivas e mudanças na inclinação da curva. À medida que a carga aumentou, a fissura cresceu, a face delaminou do núcleo e a flambagem global da face ocorreu, resultando na queda abrupta da tensão de compressão mostrada nas curvas. De fato, como a rigidez das faces é muito maior do que a do núcleo, assume-se que a

resistência à compressão *edgewise* em painéis sanduíche está relacionada apenas à carga suportada pelas faces, conforme descrito na Eq. 4.

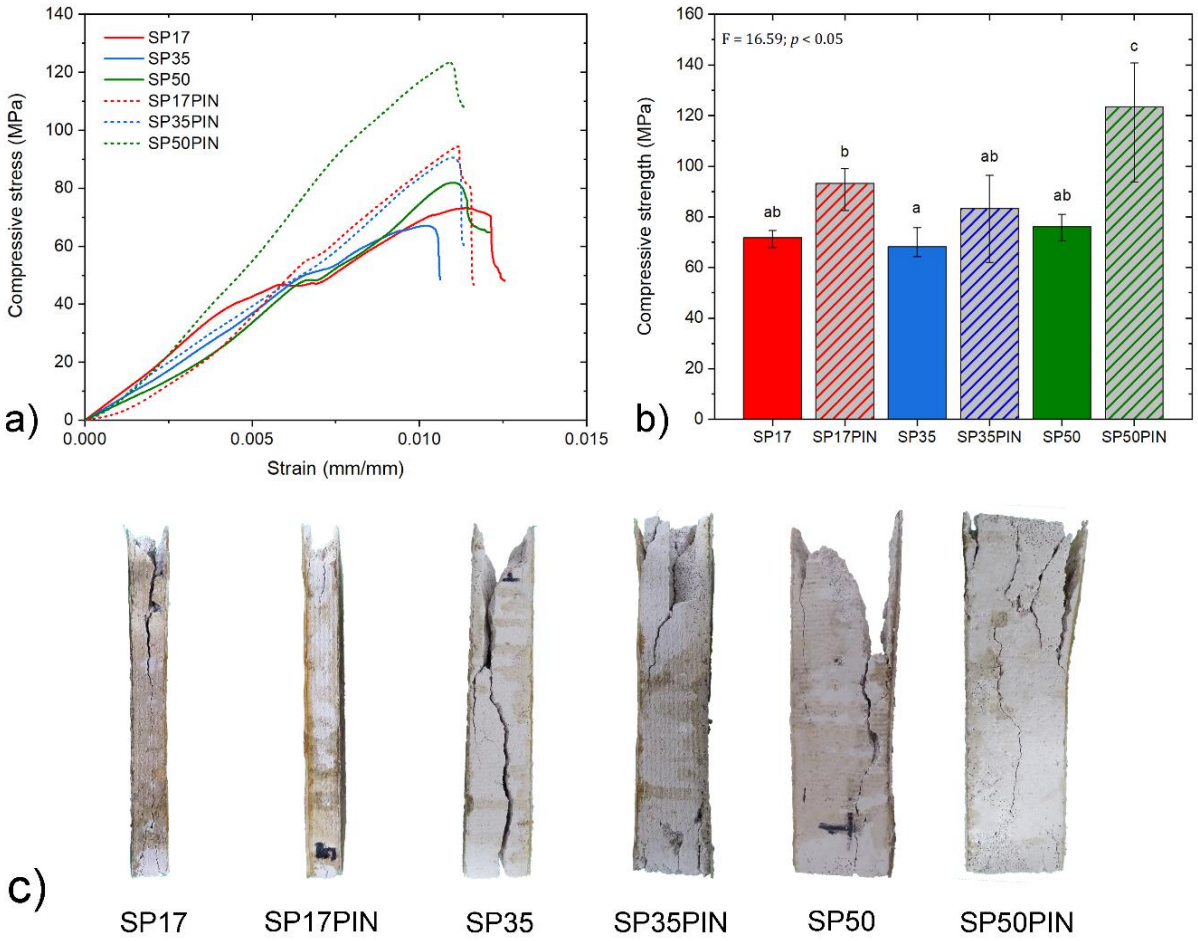


Figura 31 – Curvas de tensão × deformação em compressão (a), resistência à compressão (b), e aspecto dos painéis sanduíche após a falha (c).

Nesse sentido, o reforço com pinos aumentou a resistência interfacial entre face e núcleo, resultando em maior integridade estrutural e melhor desempenho sob carregamento *edgewise* Figura 31(b-c), semelhante ao encontrado na literatura (Jayaram et al. 2018). Isso ocorre porque, no caso de fissuração do núcleo, os pinos poliméricos atuam como âncoras para as faces, impedindo efetivamente que elas flambem substancialmente até a falha frágil à tração dos próprios pinos. Contudo, esse reforço foi estatisticamente significativo apenas para o grupo SP50PIN, o que pode estar relacionado ao fato de que, embora a Eq. 4 desconsidere a contribuição do núcleo na compressão *edgewise*, a alta rigidez do AAC, quando comparada a núcleos poliméricos tradicionais, pode ter levado a esse aumento perceptível nos painéis de maior espessura. Em configuração de compressão *flatwise*, entretanto, a contribuição do núcleo é crítica, como observado em trabalhos anteriores do grupo (Aramburu et al. 2024).

De modo geral, a melhoria observada para SP17PIN, SP35PIN e SP50PIN em relação aos respectivos grupos não reforçados foi de 28.8%, 22.2% e 62.2%, respectivamente. Nos grupos reforçados com pinos, há uma tendência de maior resistência à compressão *edgewise* para maiores espessuras de núcleo, como obtido por Lei et al. (2016), que afirmaram que a carga crítica de colapso é significativamente reduzida com o aumento da esbeltez, especialmente para colunas de mesmo comprimento, como é o caso deste estudo.

As falhas observadas neste estudo (Figura 31c) diferem daquelas comumente encontradas para núcleos poliméricos, que apresentam um comportamento mais dúctil, com delaminação ou descolamento da face antes da flambagem (Jayaram et al. 2018). No caso do AAC, a característica frágil do núcleo leva à sua falha precoce. Embora o reforço com pinos aumente a resistência interfacial entre face e núcleo, corroborando Jayaram et al. (2018), os pinos não foram capazes de alterar o modo geral de falha (Huber et al. 2016).

4.3.3. Comportamento à flexão

O comportamento à flexão em três pontos dos painéis sanduíche não reforçados é mostrado na Figura 32a. A comparação do AAC puro (CON35) com o painel de mesma espessura (SP35) mostra um aumento substancial na carga máxima, de quase 11 vezes, devido às faces de GFRP. Também é evidente, pelas curvas, que a deflexão última dos painéis diminui à medida que a espessura do núcleo aumenta. Isso demonstra o comportamento bem conhecido de painéis, em que mesmo uma pequena redução na espessura do núcleo resulta em uma diminuição significativa da rigidez à flexão devido à distância entre as faces rígidas e o eixo neutro do painel. Pelo mesmo efeito, as cargas máximas são maiores para o painel mais espesso (SP50). Entretanto, o comportamento mecânico dos SP50 e SP35 é semelhante, sugerindo influência reduzida das faces nesses casos. Isso é justificado pela maior importância relativa da ruptura por cisalhamento do núcleo, particularmente na ausência de pinos.

A Figura 32b mostra corpos de prova representativos após a carga máxima nos ensaios de flexão, em que rupturas típicas por cisalhamento são observadas em todas as espessuras de núcleo, tanto para painéis reforçados quanto não reforçados. A falha por cisalhamento inicia no apoio inferior e se propaga em direção ao ponto de carregamento, apresentando uma falha típica de tração diagonal observada em concretos com reforço frágil (Stratford and Burgoyne 2003). Devido ao arranjo assimétrico de pinos, *i.e*, duas linhas orientadas a +45° e uma a -45°, a falha ocorre consistentemente no lado com menos pinos. Isso ocorre porque, quando o reforço está alinhado com a direção da fissura de cisalhamento, sua contribuição para a resistência ao

cisalhamento é limitada. De fato, o reforço é mais eficaz quando posicionado perpendicularmente à direção da fissura, permitindo difundir tensões de tração transversais.

Além disso, não foi observada falha em nenhuma das faces, confirmando o típico mecanismo de falha de núcleos fracos (Kerche et al. 2023). Ademais, o corpo de prova SP50, com maior espessura, apresentou falha do núcleo paralela às faces após intensa fissuração por cisalhamento, quando o núcleo está sob condições de tração (Yang et al. 2023). O comportamento geral foi semelhante ao relatado por Bayat et al. (2019a), que observaram múltiplas fissuras de cisalhamento em painéis sanduíche com núcleos de AAC e faces de GFRP/alumínio sob flexão, especialmente na região próxima aos apoios. Os autores também afirmaram que a falha ocorreu por ruptura catastrófica do núcleo por cisalhamento, enquanto as faces permaneceram intactas.

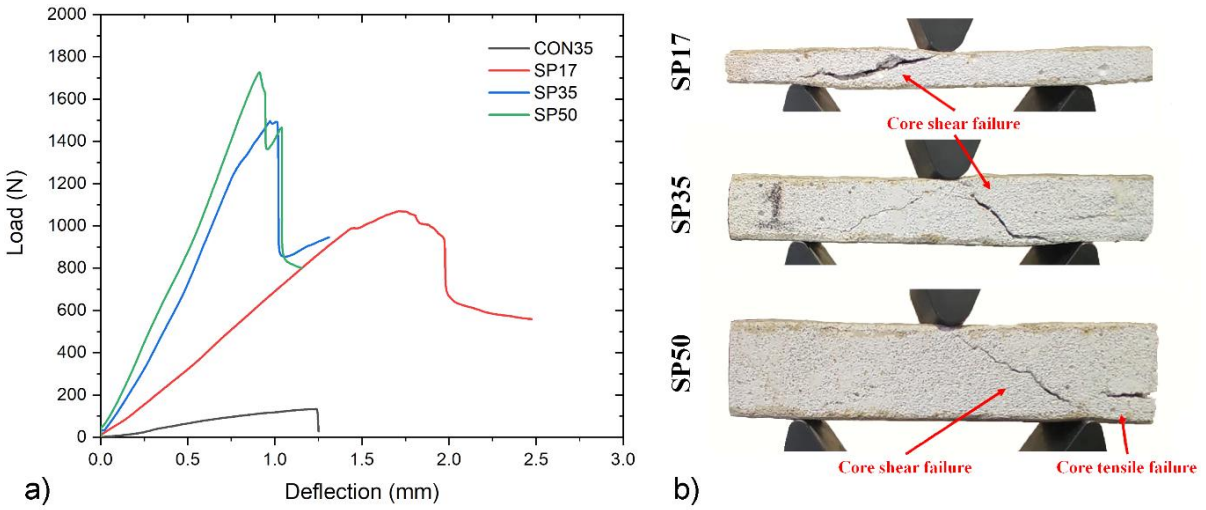


Figura 32 – Curvas de carga × deslocamento (a) e modos de falha (b) dos painéis sanduíche não reforçados sob flexão em três pontos.

Na Figura 33, ao reforçar o núcleo de AAC com pinos poliméricos de 6 mm, a carga máxima dos painéis aumentou em 62%, 75% e 138% para os grupos de 17, 35 e 50 mm, respectivamente, em relação aos painéis sem pinos. Assim, a capacidade de reforço dos pinos aumentou com a utilização de núcleos mais espessos, o que está relacionado à maior contribuição do núcleo na rigidez à flexão. Além disso, a área de superfície entre os pinos e o AAC aumentou, levando a melhores capacidades de transferência de carga. De fato, estudos sobre painéis FRP/AAC mostraram que o aumento da espessura do núcleo melhora significativamente o desempenho à flexão, sendo a distribuição aprimorada de carga e a aderência do núcleo às faces de FRP fatores críticos (Mousa and Uddin 2009). Pesquisas sobre

painéis de AAC reforçados com têxteis demonstraram maior tenacidade à flexão e capacidade de absorção de energia para núcleos mais espessos.

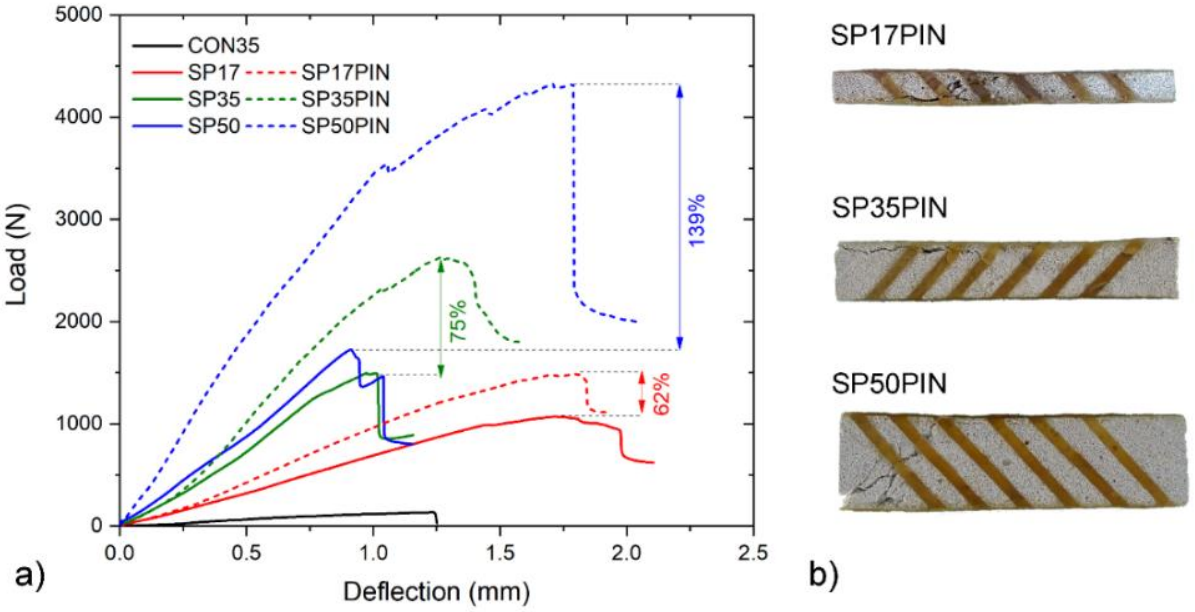


Figura 33 – Curvas de carga × deslocamento (a) e vistas das seções internas mostrando o modo de falha dos painéis sanduíche reforçados com pinos sob flexão (b).

A Figura 34 mostra a distribuição de tensões ao longo da espessura dos painéis sanduíche no carregamento máximo, usando a teoria de vigas de Timoshenko. As faces rígidas são as principais componentes resistentes. Pode-se também inferir que as faces estão subutilizadas, já que podem suportar ≈193 MPa mas atingem apenas cerca de 48 MPa nesse cenário. Interessantemente, a tensão nas faces e no núcleo são semelhantes para todas as amostras sem pinos, já que o modo de falha é a ruptura por cisalhamento do núcleo. Além disso, observa-se que os pinos permitiram uma maior tensão normal antes da falha.

O mecanismo de falha nos painéis reforçados com pinos ocorreu em três etapas. Primeiro, a carga foi suportada pelos pinos, pois estes possuem maior módulo de elasticidade em comparação ao AAC. À medida que a carga aumentava, os pinos começaram a deformar, e a carga passou a ser transmitida por cisalhamento na forte interface AAC/UPR. A fissuração por cisalhamento ocorria no AAC, uma vez que sua resistência é muito menor do que a da UPR, mas sem causar queda na carga. Finalmente, a carga aumentou até que os pinos romperam, ocasionando um aumento substancial na fissuração do AAC com subsequente queda na curva de carga. Após isso, a carga residual foi suportada pelas faces.

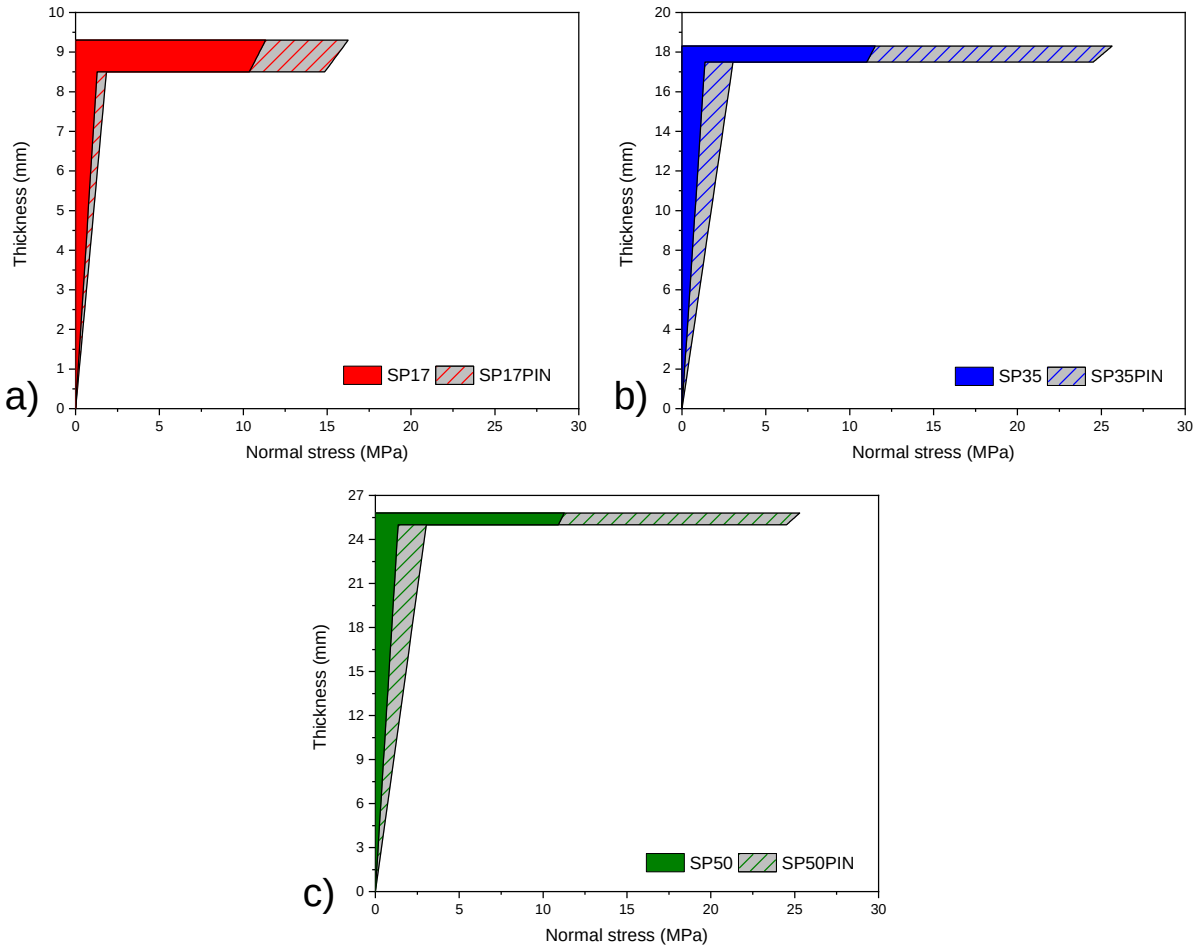


Figura 34 – Variação da tensão normal ao longo da espessura dos painéis sanduíche próximo à carga máxima para diferentes espessuras de núcleo: (a) 17 mm, (b) 35 mm, e (c) 50 mm.

A resistência ao cisalhamento do núcleo de todos os grupos é apresentada na Figura 35, na qual os painéis de menor espessura (SP17 e SP17PIN) exibiram resistência ao cisalhamento significativamente maior do que os painéis mais espessos. Além disso, a melhoria significativa na resistência ao cisalhamento devido aos pinos é clara para todas as espessuras de núcleo, sendo que esse aumento provavelmente se traduziu em ganho no módulo de cisalhamento, uma vez que a área da seção transversal dos painéis foi continuamente reforçada com pinos poliméricos. Entretanto, essa propriedade não foi medida nesta pesquisa, já que uma medição adequada de rigidez depende de testar painéis com diferentes configurações de carregamento.

Os grupos com menor espessura apresentaram resistências ao cisalhamento ligeiramente maiores, embora vários estudos tenham demonstrado que o aumento da espessura do núcleo geralmente leva à melhoria dessa propriedade em painéis sanduíche (Christadoss et al. 2020). O aumento observado pode estar relacionado ao volume de resina absorvido pelo núcleo

durante a moldagem dos painéis. Como o volume de resina absorvido pelos núcleos é o mesmo independentemente da espessura, pode-se dizer que os núcleos mais finos têm relativamente mais resina impregnada, reforçando esses núcleos contra tensões de cisalhamento e provavelmente aumentando sua rigidez ao cisalhamento. Além disso, para os painéis reforçados, os pinos em núcleos mais finos apresentam menor razão de esbeltez, reduzindo o risco de flambagem ou flexão sob cargas de cisalhamento e, portanto, melhorando o desempenho dos pinos como reforços ao cisalhamento.

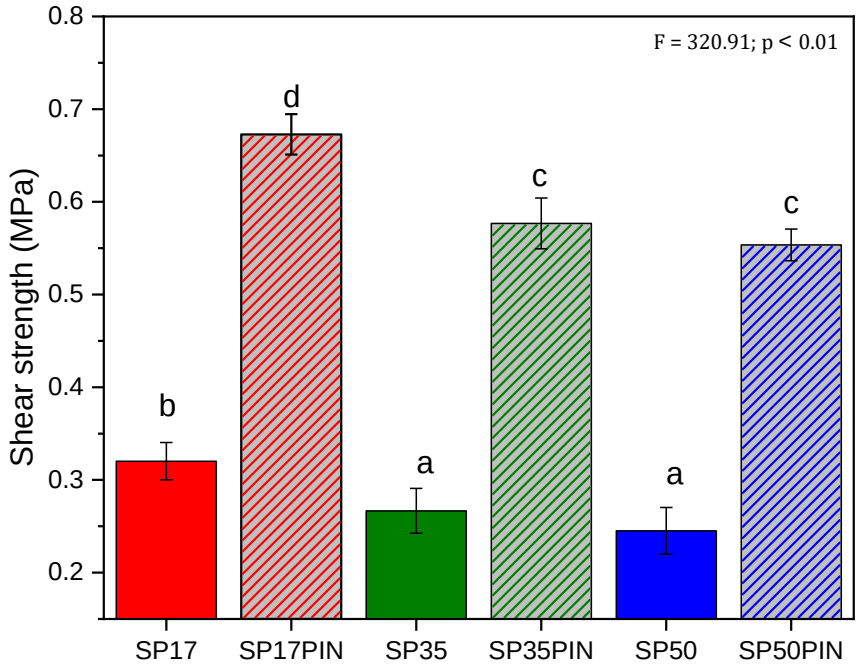


Figura 35 – Resistência ao cisalhamento dos painéis sanduíche reforçados e não reforçados.

4.4. Conclusões

Esta pesquisa concentrou-se na melhoria do desempenho em flexão e compressão *edgewise* do AAC por meio da produção de painéis sanduíche reforçados com pinos de UPR e faces de GFRP. Foram estudados corpos de prova representativos em pequena escala com pinos de 6 mm de diâmetro e orientados a 45°, e investigou-se a interação entre GFRP, AAC e UPR. A permeação do UPR nos poros do núcleo de AAC foi verificada, garantindo boa adesão entre a face de GFRP e o núcleo.

Faces isotrópicas de GFRP com baixo teor de fibras aleatórias foram empregadas, e a técnica de fabricação utilizada permitiu a absorção de resina pelo AAC e a formação de uma superfície lisa para o painel. Mesmo assim, as faces compósitas atingiram resistência à tração

e módulo de elasticidade de 101,51 MPa e 8912 MPa, respectivamente, e trouxeram vantagens interessantes quando combinadas com o AAC, incluindo uma redução significativa na absorção de água.

Os pinos poliméricos no núcleo de AAC aumentaram significativamente a carga máxima de flexão dos painéis em 62%, 75% e 138% para os grupos de 17 mm, 35 mm e 50 mm, respectivamente, com boa transmissão de carga por cisalhamento na interface AAC/UPR antes da falha frágil. Os testes de compressão *edgewise* revelaram um pequeno efeito da espessura do núcleo nos painéis não reforçados, mas uma melhoria significativa a partir da introdução dos pinos, alcançando aumentos de 28%, 22% e 62% para os grupos SP17PIN, SP35PIN e SP50PIN, respectivamente, em comparação com seus equivalentes não reforçados.

Os resultados indicam benefícios no uso de pinos de poliéster como reforços para painéis GFRP/AAC em termos de capacidade resistente, flexibilidade de projeto e integridade estrutural, principalmente sob flexão, tornando esses painéis uma opção atrativa para diversas aplicações na construção, mantendo as características de leveza e baixo custo do AAC.

CAPÍTULO V – ANÁLISE MECÂNICA DE VIGAS DE CONCRETO AERADO AUTOCLAVEADO COM REFORÇOS DE GFRP E PINOS POLIMÉRICOS

5.1. Introdução

O Concreto Aerado Autoclavado (AAC) é um tipo de concreto celular conhecido por sua densidade muito baixa (300~800 kg/m³) quando comparado ao concreto convencional, resultando em vantagens em termos de isolamento térmico (Emelianov et al. 2023), resistência ao fogo (Narayanan and Ramamurthy 2000) e desempenho acústico (Yusrianto et al. 2022). No entanto, as baixas propriedades mecânicas do AAC, intrinsecamente associadas à sua elevada porosidade, limitam sua utilização em elementos estruturais submetidos a solicitações de flexão. Em razão disso, o AAC empregado nessas aplicações, como coberturas e pisos, é tradicionalmente reforçado com barras de aço embutidas (Qu and Zhao 2017; Michelini et al. 2023). Embora eficaz no curto prazo, essa abordagem construtiva apresenta uma preocupação crítica quanto à durabilidade, devido à alta porosidade e à permeabilidade à água do AAC. A entrada de água favorece a corrosão da armadura metálica, levando à perda de área da seção transversal e, consequentemente, à falha estrutural (Berrocal et al. 2016). Essa problemática tem recebido atenção significativa nos últimos anos, como no caso da deterioração estrutural generalizada relatada em edifícios públicos no Reino Unido, causada pela corrosão em painéis de AAC reforçados (Goodier et al. 2022).

Para de mitigar essas desvantagens, o uso de polímeros reforçados com fibras (FRPs) pode ser empregado para oferecer resistência química superior, baixa densidade e elevadas propriedades mecânicas, tornando-os uma alternativa viável à armadura tradicional de aço (Patil et al. 2017; Choi et al. 2021). A forma mais comum de reforço com FRP em estruturas de concreto é o uso de barras de GFRP embutidas; contudo, esses compósitos são sensíveis às temperaturas elevadas e à umidade aplicadas no processo padrão de fabricação do AAC, que envolve autoclavagem a temperaturas entre 180 e 200 °C e pressões de vapor saturado de até 16 bar por várias horas (Mitsuda et al. 1992; Chen et al. 2017). Sob tais condições, as matrizes poliméricas sofrem degradação térmica e hidrolítica, resultando em fragilização, delaminação e perda de adesão fibra–matriz (Miao et al. 2023; Liao et al. 2024).

Consequentemente, a incorporação de materiais FRP durante a produção do AAC é inviável, pois causaria danos irreversíveis ao compósito e comprometeria seu desempenho. Dada essa limitação, a solução prática para a incorporação de reforços em FRP em elementos

de AAC é aplicá-los após o processo de autoclavagem, quando o concreto já está totalmente curado e estabilizado. No entanto, essa estratégia pós-fabricação impõe restrições significativas, uma vez que não é viável embutir barras de GFRP no AAC após a cura. Como resultado, abordagens de reforço externo, como tecnologias de painéis sanduíche, podem ser adotadas como uma solução promissora.

Nos últimos anos, os painéis sanduíche têm sido amplamente investigados na engenharia civil como uma estratégia eficaz para combinar núcleos leves com faces de alta rigidez e alta resistência, resultando em elementos estruturais caracterizados por elevadas relações resistência-peso e redução do consumo de materiais (Ma et al. 2021a; Ghazy et al. 2025). Estudos demonstraram que a combinação de núcleos de AAC com faces de FRP leva a resultados particularmente favoráveis sob carregamento à flexão, uma vez que as faces contribuem com a maior parte da rigidez global e da capacidade de carga (Uddin et al. 2006; Mousa and Uddin 2009). No entanto, a eficácia dessas estruturas permanece limitada por mecanismos de falha do núcleo, como fissuração por cisalhamento ou descolamento das faces, especialmente considerando que o núcleo é constituído de concreto, que apresenta capacidade limitada à tração e comportamento frágil, intensificando essas vias de vulnerabilidade (Aramburu et al. 2025).

Nesse sentido, uma estratégia reconhecida para mitigar esses modos de falha em painéis sanduíche é a inclusão de reforços na espessura por meio de pinos, os quais podem melhorar a ligação face-núcleo e contribuir para a resistência ao cisalhamento (Steeves and Fleck 2006; Du and Jiao 2009; Du et al. 2009). Pesquisas anteriores mostraram que pinos poliméricos podem melhorar o desempenho mecânico de estruturas de AAC ao redirecionar a propagação de fissuras e promover uma distribuição de tensões mais uniforme (Aramburu et al. 2024). Essa configuração não apenas possibilita o reforço pós-manufatura sem expor os FRPs às condições de autoclavagem, como também melhora a transferência de cisalhamento e a integridade interfacial entre o núcleo e as faces. A introdução de reforços ao longo da espessura permite que o sistema desenvolva ação composta e resista de forma mais eficaz a cargas fora do plano, ampliando assim a aplicabilidade do AAC em sistemas estruturais ao mesmo tempo em que aborda suas principais limitações mecânicas.

Este estudo investiga o desempenho mecânico do AAC reforçado com GFRP como reforço longitudinal e pinos poliméricos como reforço transversal. Vigas em escala real foram utilizadas para identificar o efeito da distribuição dos pinos poliméricos nos mecanismos de falha e no comportamento à flexão, e a integridade interfacial é avaliada por meio de ensaios experimentais. Ao comparar painéis submetidos a diferentes vãos de cisalhamento, os

resultados visam fornecer uma melhor compreensão das estratégias de reforço para sistemas sanduíche com núcleos cimentícios frágeis, contribuindo para o desenvolvimento de componentes construtivos mais duráveis.

5.2. Revisão de métodos analíticos

O concreto reforçado com FRP requer metodologias de dimensionamento distintas daquelas aplicadas ao concreto armado convencional. Os modelos analíticos mais empregados para a predição do comportamento mecânico dessas estruturas são, em geral, aqueles incorporados em normas técnicas de projeto. Nesta pesquisa, foram consideradas duas normas específicas para estruturas de concreto reforçadas com FRP, ACI 440.1R (American Concrete Institute 2006) e ACI 440.4R (American Concrete Institute 2004), bem como duas normas destinadas a estruturas de concreto convencional, Eurocode (British Standard 2014) e ACI 318 (American Concrete Institute 2019) as quais foram adaptadas para contemplar as particularidades mecânicas dos materiais FRP.

As diferentes versões das disposições do ACI foram empregadas para uma análise comparativa entre suas aplicabilidades. As normas do *American Concrete Institute* adotam uma abordagem clássica para a resistência nominal ao cisalhamento de uma seção de concreto armado, calculada como a soma das resistências ao cisalhamento fornecidas pelo próprio concreto (V_c) e pelo reforço ao cisalhamento (V_s). A distinção entre as disposições do ACI surge de sua aplicação, na qual o ACI 318 foca no projeto de concreto armado convencional com aço, enquanto o ACI 440.1R e o ACI 440.4R abordam especificamente estruturas de concreto reforçado com polímeros reforçados com fibra (FRP).

No que diz respeito à capacidade do concreto (V_c), o ACI 318 adota um fator de modificação do efeito de tamanho (λ_s) para considerar o fato de que V_c não aumenta proporcionalmente à altura do elemento (American Concrete Institute 2019). Tanto o ACI 318 quanto o ACI 440.1R consideram o *dowel effect* incorporando a taxa de armadura longitudinal ($\rho_l = A_l/b_w d$), em que A_l é a área de reforço longitudinal e b_w e d são a largura e a profundidade efetiva da seção transversal, respectivamente. A principal diferença entre essas duas abordagens é que o ACI 440.1R baseia sua abordagem na pesquisa de Tureyen e Frosch (2002), que realizaram ensaios de cisalhamento em vigas de concreto reforçadas com FRP sem estribos, resultando na utilização da profundidade do eixo neutro da seção transformada fissurada como função da taxa de armadura longitudinal (ρ_l) e da razão modular $\eta_f = E_{FRP}/E_{AAC}$. Por outro lado, o ACI 440.4R utiliza uma abordagem muito mais simples do que

as outras duas normas, determinando V_c considerando apenas a resistência à compressão do concreto (ACI 2004).

Para a capacidade do reforço ao cisalhamento (V_s), todas as disposições do ACI se baseiam na analogia de treliça, na qual as forças nos tirantes verticais são resistidas pelo reforço ao cisalhamento orientado com um ângulo (α) em relação ao eixo da viga. O reforço ao cisalhamento é projetado para resistir apenas à parcela do cisalhamento que excede o nível que causa fissuração inclinada, assumindo que os elementos diagonais da treliça estejam inclinados a 45° (Fico et al. 2008). A diferença na determinação de V_s depende do nível de tensão aceito no reforço ao cisalhamento (f_{fv}). Diferentemente do aço, reforços frágeis não apresentam comportamento dúctil antes da ruptura, o que significa que esses reforços transversais podem falhar de forma súbita se excessivamente solicitados, levando a uma falha catastrófica na estrutura de concreto. Assim, devido à natureza frágil desses materiais, o ACI 440.1R e o ACI 440.4R impõem limites de deformação para evitar larguras excessivas de fissura. Por esta razão, esta pesquisa também adota a mesma limitação do ACI 440.1R para o ACI 318.

Diferentemente das outras abordagens apresentadas, o Eurocode (British Standard 2014) não utiliza a fórmula clássica $V_c + V_s$ para a capacidade total ao cisalhamento. A capacidade ao cisalhamento para elementos sem reforço ao cisalhamento, V_c, é calculada utilizando um fator de modificação do efeito de tamanho (λ_s), similar ao do ACI 318, e incorpora a taxa de armadura longitudinal (ρ_l) para considerar o *dowel effect*. Entretanto, o cálculo do Eurocode é baseado em uma abordagem semiempírica desenvolvida para concreto convencional armado com aço; assim, nesta pesquisa, um fator de ajuste de E_{FRP}/E_{steel} é incorporado para considerar a menor rigidez do GFRP em relação ao aço.

Além disso, no Eurocode, para os elementos com reforço ao cisalhamento, a resistência ao cisalhamento-compressão (V_{Rcd}) é fornecida pela resistência à compressão da biela inclinada em ângulo θ, enquanto a resistência ao cisalhamento-tração (V_{Rsd}) é igual à resistência do reforço na alma. Considerando as reservas hiperestáticas aplicadas ao elemento no estado limite último, a inclinação das escoras diagonais é determinada definindo $V_{Rcd} = V_{Rsd}$. Assim, θ pode ser obtido usando a restrição de que a inclinação das bielas deve satisfazer o limite de faixa de $1 \geq ctg\theta \geq 2{,}5$. Esta é uma diferença significativa em comparação com as abordagens do ACI, que assumem θ = 45° em todos os casos.

Quanto ao momento nominal máximo resistido, a ACI 440.1R leva em consideração dados experimentais que demonstram que o comportamento de elementos de concreto reforçados com barras de FRP pode ser calculado com base em premissas semelhantes àquelas

adotadas para elementos reforçados com barras de aço, contudo, o dimensionamento de elementos reforçados FRP deve levar em consideração a relação tensão–deformação uniaxial desses materiais. Nesse contexto, a capacidade à flexão de um elemento fletido reforçado com FRP depende de o modo de ruptura ser governado pelo esmagamento do concreto ou pela ruptura do FRP. Neste estudo, devido ao comportamento observado nos estudos experimentais e à característica inerente de material frágil apresentada pelo AAC, assume-se que a falha do elemento é iniciada pelo esmagamento do concreto, sendo então a distribuição de tensões no concreto pode ser aproximada pelo mesmo bloco retangular de tensões do ACI 318.

Já a norma ACI 440.4R, que trata de elementos estruturais com tirantes de FRP protendidos, é considerada explicitamente a deformação introduzida durante o processo de pré-tração (ε_{pe}), a qual foi desconsiderada para aplicação nesse estudo. Além disso, ao se adotar a hipótese de ruptura controlada pela compressão do concreto, a formulação normativa torna-se essencialmente análoga àquela apresentada na ACI 440.1R. Em ambos os casos, a análise da seção transversal é conduzida por meio da determinação da posição do eixo neutro, assumindo-se comportamento linear elástico para o reforço em FRP e a adoção de um bloco retangular de tensões para o concreto.

Na adaptação do Eurocode 2 e do ACI 318, originalmente desenvolvidos para armaduras de aço, foram mantidas as hipóteses de bloco de tensões retangulares, sendo o procedimento baseado em definir a deformação no reforço, estabelecer o equilíbrio das forças horizontais na seção, resolver a posição do eixo neutro e, por fim, calcular o momento resistente por meio do somatório de momentos em relação à posição do reforço. Contudo, essas normas não consideram seções controladas por compressão do concreto e sim controladas pelo tracionamento do reforço, visto que esse modo de falha é considerado preferível para estruturas reforçadas com aço. A Tabela 3 apresenta as equações de cisalhamento e momento resistentes presentes nas normas supracitadas.

Tabela 3 – Equações de cisalhamento e momento resistentes obtidos das normas estudadas.

Norma	$\boldsymbol{V_c}$	$\boldsymbol{V_s}$	$\boldsymbol{M_n}$
ACI 318	$\lambda_s = \sqrt{\frac{2}{1+0{,}004d}} \leq 1$ $V_c = 0{,}66\lambda_s(\rho_l)^{\frac{1}{3}} b_w d$	$f_{fv} = (f_t^{UPR};\ 0{,}004E_{UPR})$ $V_s = \frac{A_{fv} f_{fv} d}{s}(sin\alpha + cos\alpha)$	$x = \frac{A_l f_t^{FRP}}{0.85 f_c b_w}$ $M_n = A_l f_t^{FRP}\left(d - \frac{x}{2}\right)$
ACI 440.1R	$k = \sqrt{\rho_l\eta_f + (\rho_l\eta_f)^2} - \rho_l\eta_f$ $V_c = \frac{2}{5} k\sqrt{f_c} b_w d$	$f_{fv} = (f_t^{UPR};\ 0{,}004E_{UPR})$ $V_s = \frac{A_{fv} f_{fv} d}{s}(sin\alpha + cos\alpha)$	$f_f = \left(\sqrt{\left(\frac{E_{FRP}\varepsilon_{cu}}{2}\right)^2 + \frac{0.85\beta_1 f_c E_{FRP}\varepsilon_{cu}}{\rho_f}} - 0.5E_{FRP}\varepsilon_{cu}\right)$ $M_n = \rho_f f_f\left(1 - 0.59\frac{\rho_f f_f}{f_c}\right) b_w d^2$
ACI 440.4R	$V_c = 0{,}17\sqrt{f_c} b_w d$	$f_{fv} = (f_t^{UPR};\ 0{,}002E_{UPR})$ $V_s = \frac{A_{fv} f_{fv} d}{s}(sin\alpha + cos\alpha)$	$\lambda_1 = \frac{E_{FRP}\varepsilon_{cu}}{0{,}85 f_c \beta_1}$ $k_u = \sqrt{\rho_l\lambda_1 + \left(\frac{\rho_l\lambda_1}{2}\left(1 - \frac{\varepsilon_{pe}}{\varepsilon_{cu}}\right)\right)^2 - \frac{\rho_l\lambda_1}{2}\left(1 - \frac{\varepsilon_{pe}}{\varepsilon_{cu}}\right)}$ $M_n = 0{,}85 f_C b_w \beta_1 k_u d^2\left(1 - \frac{\beta_1 k_u}{2}\right)$
Eurocode 2	$\lambda_s = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2$ $V_c = \left[\frac{0{,}18}{\gamma_c}\lambda_s\left(100\rho_l\frac{E_{FRP}}{E_{steel}} f_c\right)^{\frac{1}{3}}\right] b_w d$	$f_{fv} = (f_t^{UPR};\ 0{,}004E_{UPR})$ $ctg\theta = \sqrt{\frac{0{,}5 f_t^{UPR} b_w s}{f_t^{UPR} A_{fv} sin\alpha} - 1}$ $V_{Rcd} = 0{,}9d0{,}5 f_c b_w \frac{ctg\theta + ctg\alpha}{1 + (ctg\theta)^2}$ $V_{Rsd} = 0{,}9d0{,}5 f_{fv}\frac{A_{fv}}{s}(ctg\theta + ctg\alpha) sin\,\alpha$	$x = \frac{A_l f_t^{FRP}}{\eta f_{cd} b_w \lambda_2}$ $z = d - 0{,}4x$ $M_n = A_l f_t^{FRP} z$

Nota: A_{fv} é a área do reforço ao cisalhamento; s é o espaçamento entre os reforços de cisalhamento; A_l e ρ_l e são a área e a taxa de armadura longitudinal, respectivamente; η_f é a razão modular do GFRP; b_w e d são, respectivamente, a largura e a altura útil da seção transversal. x é a profundidade da linha neutra da seção submetida a flexão; z é o braço de alavanca interno, *i.e.*, a distância perpendicular entre as duas forças internas que formam o binário resistente à flexão. f_f é a tensão no reforço de tração durante a flexão; β_1 é 0,85 para concretos com resistências de até 28 MPa; ε_{cu} é a deformação última adota para o concreto, *i.e.*, 0,003; ε_{pe} é deformação introduzida durante o processo de pré-tração λ_1 é a constante material; k_u é a razão entre a profundida da linha neutra e altura útil da seção transversal (x/d);λ_2 e η são a altura efetiva da zona comprimida e a resistência efetiva ($\eta = 1$), respectivamente. α e θ são ângulos definidos anteriormente na seção principal. Os coeficientes de segurança da resistência do concreto e da armadura foram desconsiderados

5.3. Estudo experimental

5.3.1. Seleção e caracterização dos materiais

Blocos de AAC, com dimensões nominais de 300 mm × 75 mm × 600 mm (largura × espessura × comprimento), foram adquiridos. A resistência à compressão do AAC foi avaliada utilizando corpos de prova de 100 × 100 × 100 mm provenientes das extremidades não danificadas dos ensaios de flexão, de acordo com a ASTM C1693, com os ensaios realizados sob taxa de deslocamento constante de 1,5 mm/min. O módulo de elasticidade dinâmico do AAC foi medido por meio da técnica de excitação por impulso, empregando um sensor acústico (Sonelastic, Brasil), em conformidade com a ASTM E1876. A densidade aparente do AAC foi determinada pela medição da massa e das dimensões de amostras prismáticas utilizando uma balança analítica e um paquímetro.

Uma resina poliéster insaturada ortoftálica (UPR) foi utilizada para a fabricação tanto das faces quanto dos pinos poliméricos. A polimerização da resina foi iniciada com peróxido de metil etil cetona (MEKP) em uma concentração de 1,5% em massa. A resistência à tração e o módulo de elasticidade da UPR foram avaliados de acordo com a ASTM D638 (corpo de prova tipo I), em uma máquina universal de ensaios Instron 3382, a uma velocidade de 5 mm/min.

O reforço com fibras de vidro tipo E consistiu em mantas de fibras aleatoriamente orientadas (Owens Corning), fornecidas com gramatura de 300 g/m² e comprimento nominal das fibras de 45 mm. Amostras de GFRP foram produzidas utilizando-se a mesma fração volumétrica de fibras empregada na moldagem direta sobre a superfície do AAC durante a fabricação das faces. Essas amostras foram então utilizadas para a determinação das propriedades em tração de acordo com a ASTM D3039, utilizando corpos de prova com dimensões de 250 mm × 25 mm e velocidade de ensaio de 2 mm/min. A deformação foi medida utilizando extensômetros do tipo *clip-on*. A Tabela 4 apresenta as propriedades de rigidez e resistência dos materiais utilizados.

Tabela 4 – Propriedades mecânicas dos materiais utilizados.

AAC	**GFRP**	**UPR (usado no pino)**
E_{AAC} = 1106 (± 75) MPa	E_{FRP} = 7160 (±390) MPa	E_{UPR} = 2270 (± 213) MPa
f_c = 3.4 (± 0.3) MPa	f_t^{FRP} = 91.9 (±4.3) MPa	f_t^{UPR} = 30.8 (± 2.2) MPa

Nota: E_{AAC} e f_c são o módulo de elasticidade e resistência a compressão do AAC, respectivamente; E_{FRP} e f_t^{FRP} são o módulo de elasticidade e resistência a tração do GFRP, respectivamente; E_{UPR} e f_t^{UPR} são o módulo de elasticidade e resistência a tração do UPR, respectivamente

5.3.2. Reforço com GFRP e pinos poliméricos

Três tipos de amostras foram estudados neste trabalho: vigas de AAC não reforçadas (AAC), vigas reforçadas apenas com uma camada longitudinal de GFRP em ambas as faces (GFRP) e vigas reforçadas tanto com a camada longitudinal de GFRP quanto com pinos poliméricos atuando como reforços transversais (GFRP-PIN). Para a fabricação das vigas reforçadas com pinos, os blocos de AAC foram inicialmente cortados nas dimensões de 70 mm × 75 mm × 600 mm (largura × espessura × comprimento).

Para o grupo reforçado com pinos (GFRP-PIN) furos foram introduzidos ao longo da espessura utilizando uma furadeira de bancada, seguindo o arranjo de pinos ilustrado na Figura 36. As lâminas de face em GFRP foram fabricadas diretamente sobre a superfície do AAC por meio da técnica de *hand lay-up*, com o auxílio de um rolo de pressão. Uma única camada de manta de fibras de vidro-E orientadas aleatoriamente foi empregada para manter as características de leveza e baixo custo do material. Adotou-se uma fração mássica de resina poliéster de aproximadamente 70% para garantir a adequada impregnação das fibras e promover boa adesão à superfície do AAC, uma vez que parte da resina é absorvida pelos poros do AAC, conforme apresentado em pesquisas anteriores do grupo (Aramburu et al. 2024).

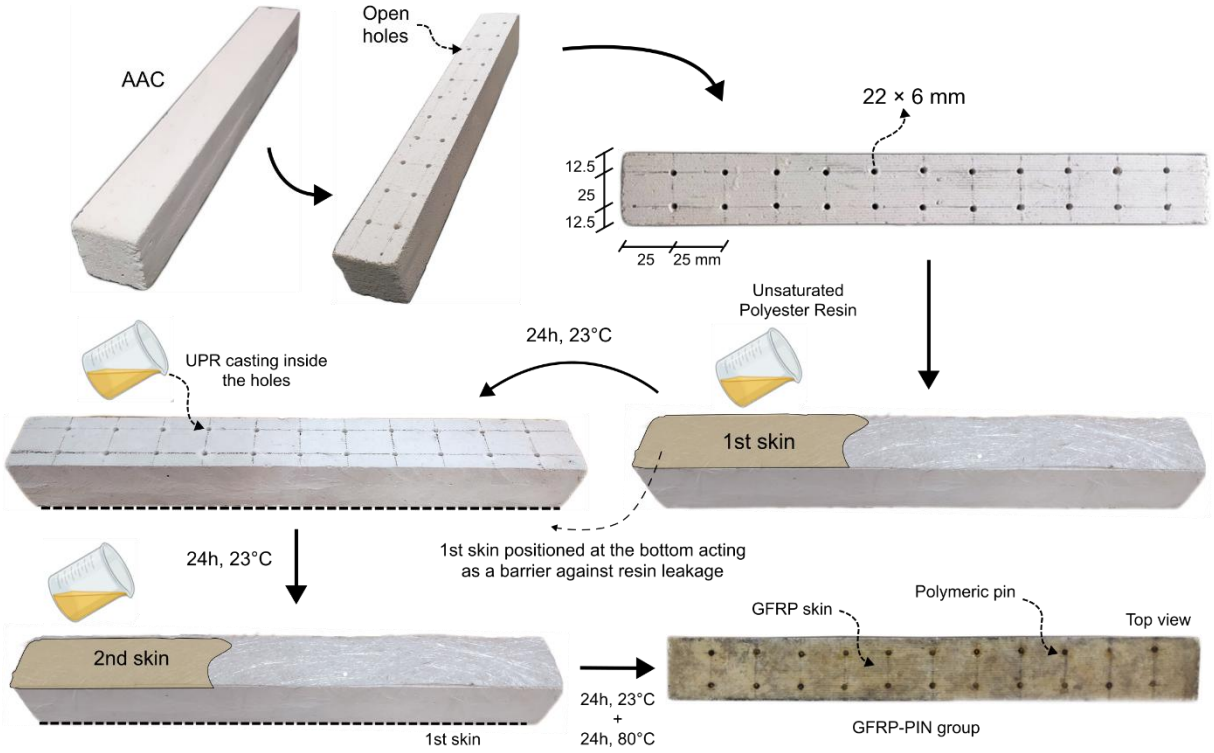


Figura 36 – Processo de reforço das vigas com GFRP e pinos poliméricos.

Após a cura da primeira face de GFRP (24 h, ≈23 °C), os furos foram cuidadosamente preenchidos com UPR. Após a cura dos pinos (24 h, ≈23 °C), a segunda face de GFRP foi produzida da mesma forma que a primeira. As amostras resultantes foram pós-curadas a 80 °C por 24 h para garantir a cura completa dos pinos. Para as amostras com apenas GFRP como reforço longitudinal, ou seja, sem pinos, o procedimento de moldagem foi idêntico ao processo descrito anteriormente, com a exceção de que não foram introduzidos furos nem pinos poliméricos.

5.3.3. Análise experimental

As amostras supracitadas foram submetidas a ensaios de flexão com vão de 500 mm. Todos os ensaios foram realizados em uma máquina universal de ensaios Instron 3382, com célula de carga de 100 kN e velocidade de deslocamento do travessão de 1 mm/min. A carga aplicada e o deslocamento no meio do vão foram continuamente registrados ao longo do ensaio, e os modos de ruptura foram visualmente identificados e registrados para todos os corpos de prova. Para cada configuração, três espécimes foram ensaiados. A distância entre o apoio inferior e o ponto de aplicação da carga, denominada vão de cisalhamento (a), foi ajustada para 150 mm (flexão em quatro pontos, a/d = 2,00) e 250 mm (flexão em três pontos, a/d = 3,33), a fim de visualizar os diferentes mecanismos de cisalhamento nos espécimes.

5.4. Resultados e discussão

5.4.1. Efeito do reforço longitudinal em diferentes vãos de cisalhamento

As curvas carga *vs.* deslocamento e os modos de ruptura do AAC sem reforço e do AAC reforçado com GFRP são apresentados na Figura 37. Os corpos de prova não reforçados exibiram ruptura frágil por tração no meio do vão, independentemente do vão de cisalhamento adotado, devido à concentração de tensões de tração na região inferior da seção. Em contraste, a incorporação de lâminas de GFRP como reforço longitudinal modificou a resposta mecânica e os modos de ruptura das vigas de AAC, com forte dependência da razão vão de cisalhamento/profundidade (a/d), refletindo a interação entre os mecanismos de flexão e cisalhamento governados pelo GFRP aderido externamente. Conforme mostrado na Figura 37, a presença do reforço longitudinal em GFRP levou a um comportamento distinto de ruptura por cisalhamento governado por esse mecanismo, com o modo resistente dominante variando de

acordo com a configuração de carregamento. Tal dependência demonstra que a resistência ao cisalhamento do grupo GFRP, sem reforço transversal, decorre da contribuição combinada da ação de arco e da ação de viga, cuja importância relativa varia com o vão (Kim et al. 2018; Win et al. 2023).

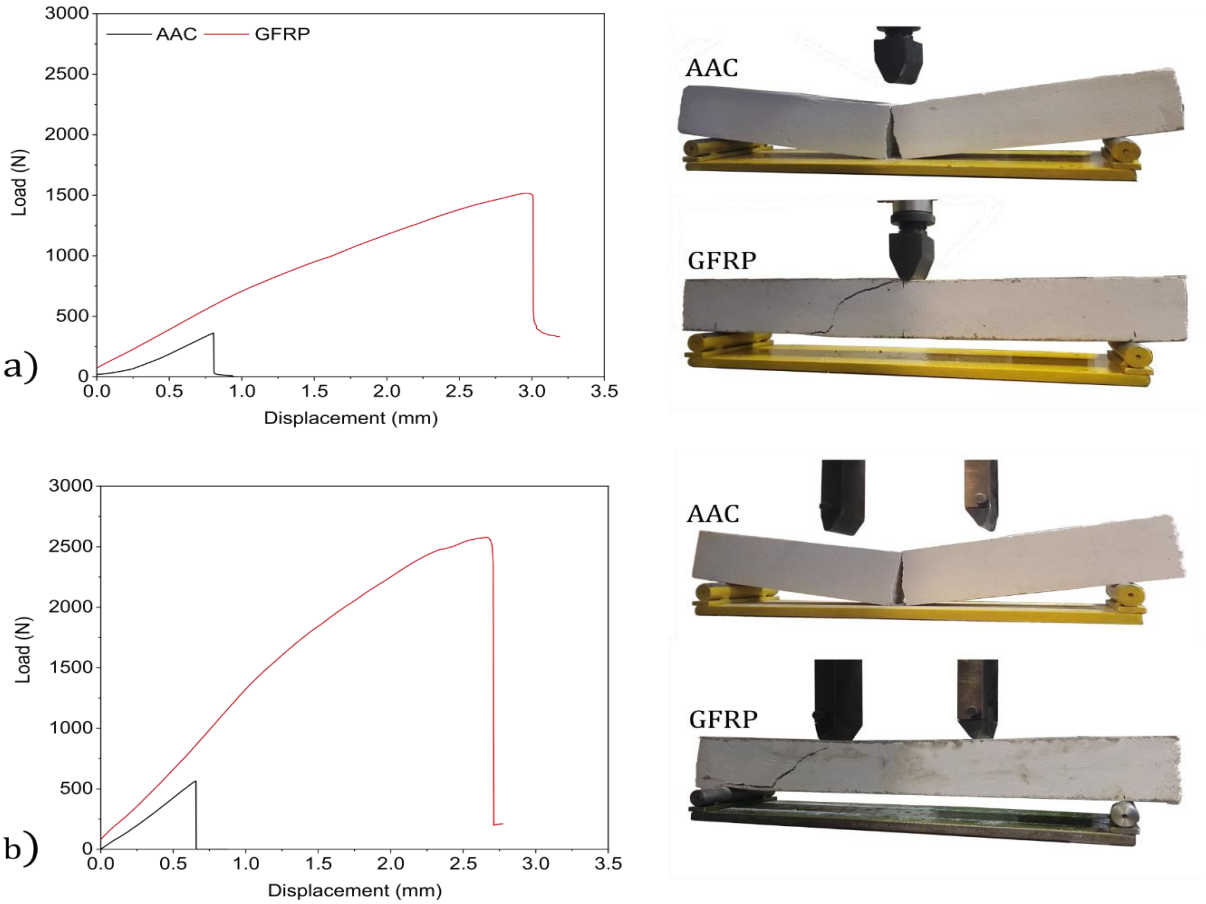


Figura 37 – Carga vs. deslocamento e imagens da falha para corpos de prova de AAC e GFRP ensaiados em vãos de cisalhamento de 250 mm (a) e 150 mm (b).

Na configuração de flexão em quatro pontos, o vão de cisalhamento efetivo de 150 mm correspondeu a uma razão vão de cisalhamento–altura útil de aproximadamente a/d ≈ 2,0, o que classifica o corpo de prova como uma viga curta (1 < a/d < 2,5) (Arowojolu et al. 2021). Nesse intervalo, a resposta ao cisalhamento é predominantemente influenciada pela formação de fissuras diagonais na região crítica de cisalhamento, definida como a porção da viga em que a força cortante atuante atinge seu valor máximo, excluindo-se a distância igual à altura da viga próxima aos apoios, onde a carga é transferida diretamente por meio da ação de arco (Kotsovos and Pavlović 1997, 2004). A Figura 38 ilustra o arranjo do ensaio e representa esquematicamente o mecanismo de arco atuante nas vigas AAC–GFRP. Como a força cortante

entre as duas cargas aplicadas é nula, a região crítica de cisalhamento fica confinada ao segmento entre 100 ≤ x ≥ 200 mm e 400 ≤ x ≥ 500 mm. De fato, esse mecanismo é observado com o desenvolvimento de uma fissura diagonal proeminente precisamente dentro da seção crítica de cisalhamento.

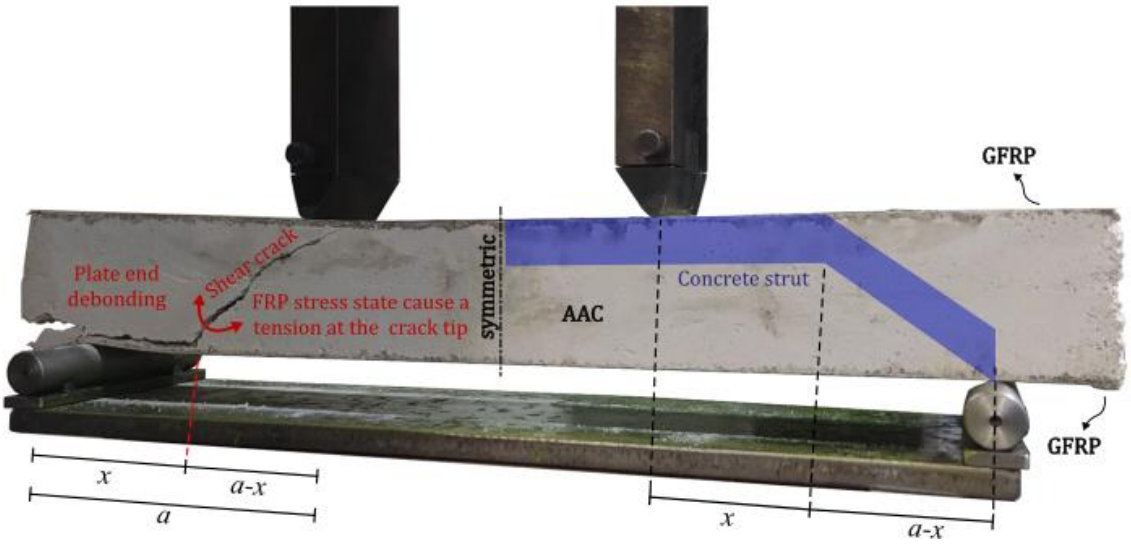


Figura 38 – Comportamento de falha do grupo de GFRP para um vão de cisalhamento de 150 mm.

Neste sentido, a capacidade ao cisalhamento em seções sem armadura transversal é tipicamente governada pelos efeitos combinados do concreto não fissurado na zona comprimida, do intertravamento dos agregados ao longo dos planos de fissura e da ação de pino da armadura longitudinal, sendo o intertravamento dos agregados frequentemente responsável por uma parcela significativa da resistência total (Huber et al. 2016). Contudo, como o AAC não possui agregados graúdos, esse mecanismo é virtualmente inexistente, e sua resistência ao cisalhamento depende principalmente da resistência à compressão das bielas diagonais e do desempenho de aderência entre o substrato de AAC e as lâminas de GFRP.

Dentro dessa configuração (1 < a/d < 2,5), dois mecanismos distintos pós-fissuração são normalmente identificados: cisalhamento–compressão, governado pelo esmagamento localizada do núcleo de AAC na biela comprimida, e cisalhamento–tração (ou cisalhamento–aderência), caracterizado pelo descolamento interfacial entre as faces de GFRP e a superfície do AAC (Arowojolu et al. 2021). No presente estudo, o desenvolvimento de fissuras secundárias horizontais ao longo do plano da armadura, acompanhado do descolamento progressivo do laminado inferior, indica claramente que o cisalhamento–tração foi o

mecanismo de ruptura dominante em todas as amostras com GFRP. Nesse modo de ruptura, a capacidade última de suporte de carga foi apenas marginalmente superior à carga de fissuração diagonal, confirmando que o descolamento interfacial foi o fator limitante na resposta pós-fissuração.

O uso de lâminas longitudinais de GFRP idênticos nas superfícies superior e inferior da viga resultou em uma distribuição simétrica de tensões em relação ao eixo neutro, produzindo magnitudes equivalentes de tensões de compressão e de tração no AAC. Ainda assim, devido à natureza inerentemente frágil do AAC e a sua resistência à tração muito inferior a resistência à compressão, a ruptura iniciou-se de forma consistente na zona tracionada, por meio de fissuração por cisalhamento–tração e subsequente separação interfacial. Adicionalmente, observou-se ocasionalmente britagem localizada próxima aos apoios, atribuída a tensões compressivas concentradas induzidas pela ação de arco do caminho interno de transferência de carga.

A Figura 39 mostra os modos de ruptura quando o vão de cisalhamento foi aumentado para $a/d \approx 3{,}33$ na configuração de flexão em três pontos. Nesse cenário, as vigas entraram no regime intermediário ($2{,}5 < a/d < 6$), no qual a redução dos efeitos de arco conduz a uma interação predominantemente flexão–cisalhamento governada pela ação de viga (Kim et al. 2018). Devido à maior influência do comportamento à flexão nesse intervalo, a presença das faces de GFRP influenciou fortemente a evolução da fissuração e os mecanismos de transferência de carga pós-fissuração (Buyukozturk and Hearing 1998; Mohammadi et al. 2017a; Zhou et al. 2022).

As amostras reforçadas apresentaram um padrão de fissuração mais distribuído, com fissuras verticais de flexão iniciando próximas ao meio do vão e evoluindo progressivamente para fissuras inclinadas de flexão–cisalhamento mais próximas ao ponto de aplicação da carga e ao descolamento em direção aos apoios. Essa mudança gradual na inclinação das fissuras reflete a transição de tensões de tração induzidas pela flexão próximas ao meio do vão para tensões dominadas pelo cisalhamento em direção à região de carregamento, em concordância com as previsões teóricas para essa faixa de a/d (Arowojolu et al. 2021).

O desenvolvimento dessas fissuras está relacionado ao fato de que os corpos de prova submetidos à flexão em três pontos desenvolvem tensões interfaciais em modo misto na interface GFRP–AAC. A presença simultânea de esforço cortante diferente de zero e momento fletor no vão de cisalhamento induziu tensões simultâneas em Modo I (descolamento) e Modo II (deslizamento por cisalhamento) ao longo da superfície colada (Dai et al. 2009). A abertura vertical das fissuras de flexão–cisalhamento produziu separações locais por tração normais à

interface (Modo I), enquanto o deslizamento relativo entre o AAC fissurado e a lâmina de GFRP gerou tensões de cisalhamento no plano da interface (Modo II) (Mohammadi et al. 2017a). Esse estado de tensões em modo misto promoveu o início do descolamento induzido por fissuras intermediárias, no qual a separação interfacial se nucleia na ponta de uma fissura de flexão–cisalhamento dentro do vão de cisalhamento e, posteriormente, se propaga longitudinalmente em direção à extremidade da lâmina.

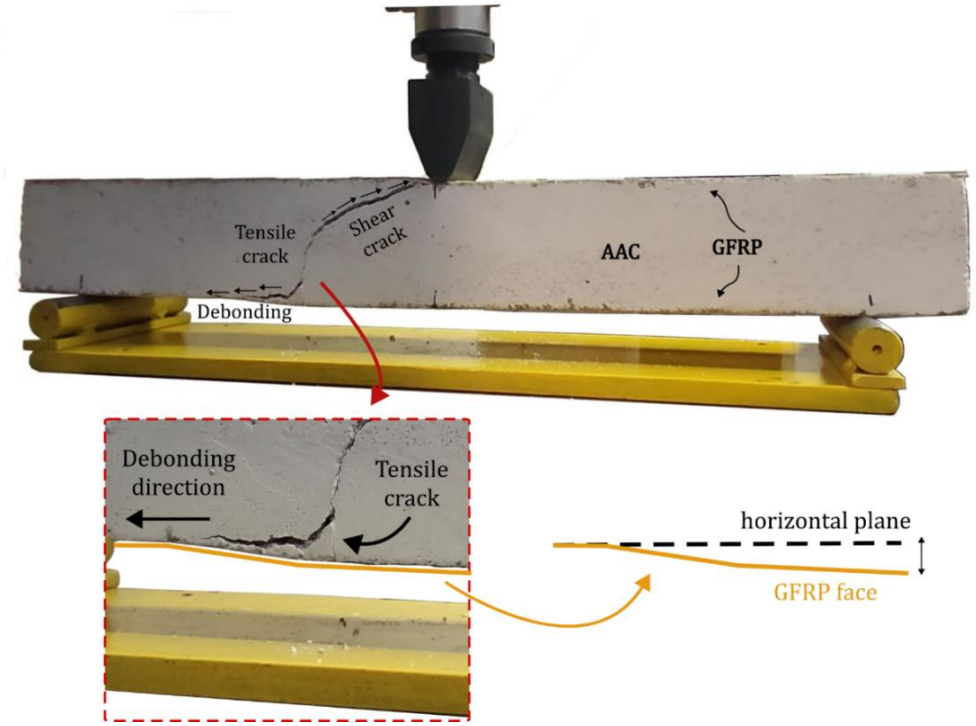


Figura 39 – Comportamento de falha do grupo de GFRP para um vão de cisalhamento de 250 mm.

De fato, Dai et al. (Dai et al. 2009) afirmaram que o crescimento do descolamento é controlado pela relação local aderência–deslizamento, que governa a transferência acoplada de tensões normais (Modo I) e tangenciais (Modo II) por meio da camada adesiva. Além disso, a tensão suportada pela lâmina de GFRP é altamente não uniforme ao longo do comprimento aderido (Kim et al. 2018), com concentrações de tensões máximas próximas às fissuras principais, onde as tensões de cisalhamento de aderência também são mais elevadas, diminuindo gradualmente em direção às regiões não carregadas à medida que o deslizamento se acumula. Modelos teóricos preveem que tais distribuições de tensão são não lineares e podem até apresentar reversões parciais no sentido do deslizamento próximo à extremidade da lâmina, devido à interação entre a curvatura de flexão e a transferência de cisalhamento na interface

(Teng et al. 2006). Nos corpos de prova ensaiados, evidências visuais de descolamento localizado iniciado próximo a uma fissura de flexão–cisalhamento confirmaram que as tensões interfaciais atingiram a capacidade de aderência antes que a resistência à tração da lâmina fosse alcançada, enfatizando o papel governante da falha por aderência em detrimento da ruptura do material.

Do ponto de vista mecanístico, as lâminas de GFRP funcionaram como os tirantes tracionados de um sistema interno de treliça formado por bielas diagonais de AAC e pela transferência de cisalhamento na interface (Stratford and Burgoyne 2003). À medida que o vão de cisalhamento aumentou, a inclinação das bielas tornou-se mais suave, reduzindo a contribuição do efeito de arco e, ao mesmo tempo, intensificando a participação à flexão das lâminas de GFRP. Embora o mecanismo de arco tenha sido enfraquecido, as lâminas coladas externamente continuaram a melhorar a redistribuição de tensões, retardar a coalescência das fissuras e estabilizar o comportamento pós-fissuração. Essa transição de uma fissuração diagonal localizada em vãos curtos para um regime distribuído de flexão–cisalhamento em vãos de cisalhamento maiores é consistente com resultados observados em vigas de concreto reforçadas com FRP, nas quais a eficácia do reforço aderido externamente depende fortemente da relação a/d e da natureza em modo misto das tensões interfaciais.

Por fim, uma condição particularmente crítica surge quando elementos de concreto são reforçados exclusivamente por lâminas de FRP coladas superficialmente, sem a presença de armadura transversal. Nessas configurações, toda a resposta à flexão e à tração do sistema depende da eficiência do mecanismo de aderência na interface FRP–concreto e da redistribuição de tensões que ocorre ao longo do eixo longitudinal do elemento (Kotsovos and Pavlović 2004). Quando uma lâmina externa de FRP é colada à superfície do concreto, as tensões geradas pelas ações de flexão e cisalhamento devem ser transferidas da zona tracionada fissurada para a lâmina por meio da camada adesiva e da região interfacial. Para mitigar essa limitação, pinos poliméricos foram introduzidos como elementos discretos de armadura transversal, projetados para aumentar o intertravamento mecânico entre o núcleo de AAC e as lâminas externas de GFRP.

5.4.2. Efeito do reforço transversal com pinos poliméricos

A Figura 40 apresenta as curvas carga *vs.* deslocamento de todos os grupos estudados e os modos de ruptura do grupo GFRP-PIN para os vãos de cisalhamento analisados. A inclusão dos pinos poliméricos influenciou de forma significativa a resposta estrutural das vigas. Em

ambas as configurações, a adição dos pinos produziu um aumento tanto na carga última quanto no deslocamento, indicando uma melhora na ancoragem interfacial. Nesse sentido, o grupo GFRP-PIN apresentou um aumento de 18% e 56% em relação ao grupo GFRP para os vãos de cisalhamento de 150 mm e 250 mm, respectivamente.

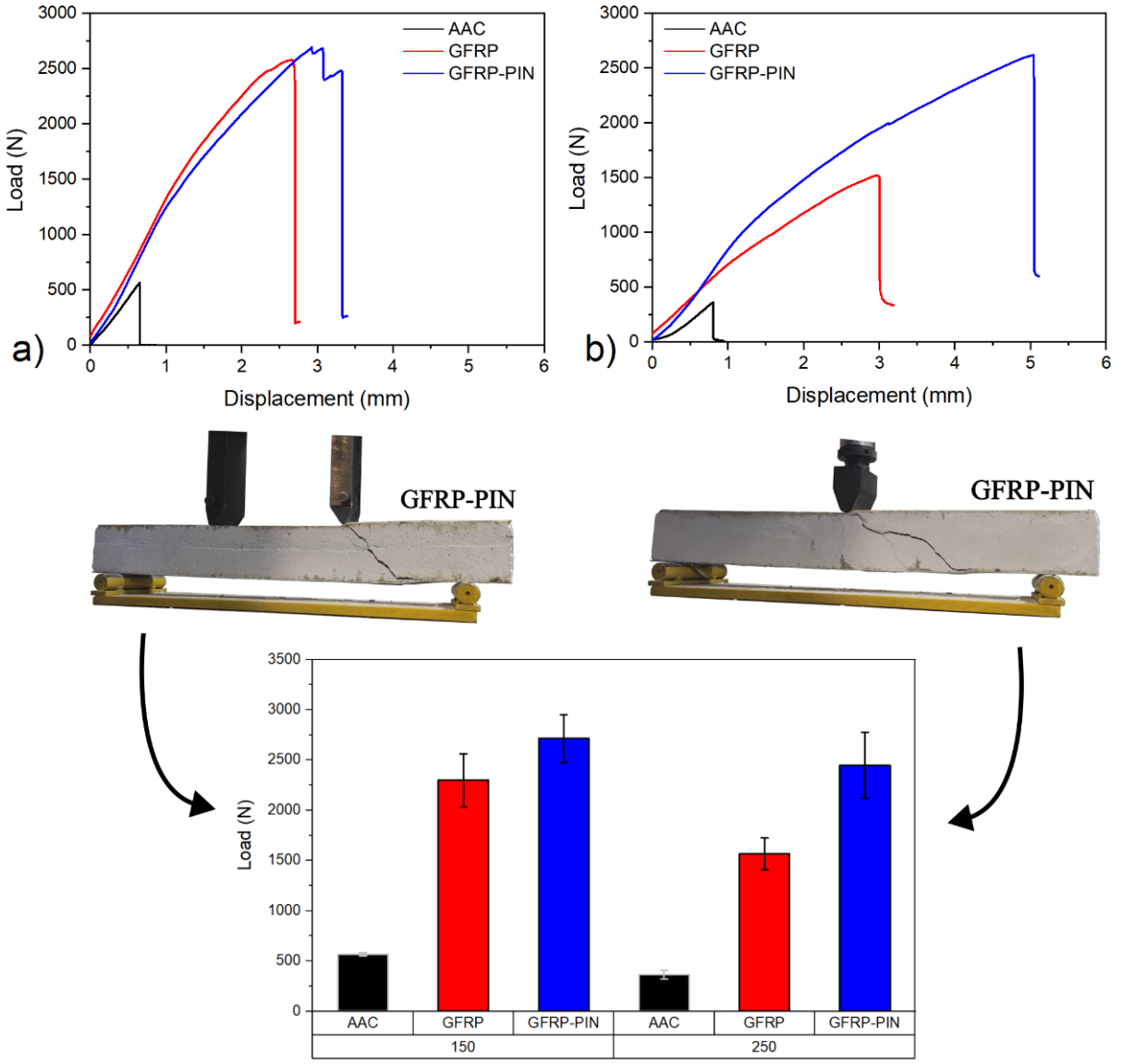


Figura 40 – Curvas de carga *vs.* deslocamento de todos os grupos para vãos de cisalhamento de 150 mm (a) e 250 mm (b), e cargas médias de falha obtidas (c).

O maior aumento na carga de ruptura dos corpos de prova ensaiados em flexão de três pontos (Figura 40b), está relacionado a resistência adicional à abertura de fissuras e ao deslizamento interfacial devido à introdução dos pinos poliméricos. Nesse contexto, os pinos atuaram como conectores de cisalhamento discretos, interligando as faces de GFRP ao núcleo de AAC e, assim, restringindo parcialmente o deslocamento relativo nas fissuras de flexão–

cisalhamento. Esse efeito foi manifestado experimentalmente pelo atraso no início do descolamento interfacial. As curvas carga–deslocamento indicam maior capacidade de absorção de energia e um aumento geral da ductilidade para os corpos de prova com pinos. Tendências semelhantes foram relatadas por Yuan et al. (2020), que observaram que ancoragens epóxi podem aumentar a resistência ao cisalhamento e postergar o descolamento progressivo do FRP, corroborando a ideia de que os pinos podem melhorar significativamente o desempenho da ligação em modo misto ao redistribuir as tensões interfaciais e suprimir o descolamento prematuro induzido por fissuras intermediárias (IC). Esses resultados indicam que, enquanto as lâminas de GFRP aderidos superficialmente governam a transferência de tensões longitudinais, a inclusão de pinos transversais fornece um mecanismo complementar que melhora o desempenho da interface.

Por outro lado, na flexão em quatro pontos (Figura 40a), a melhoria foi menos pronunciada, sugerindo que a eficiência dos pinos é fortemente dependente do estado de tensões local e da forma como as tensões de cisalhamento são distribuídas ao longo do vão da viga. Nessa configuração de ensaio, a região central da viga é caracterizada por momento fletor constante e cisalhamento nulo, enquanto o cisalhamento máximo ocorre mais próximo aos apoios, onde a transferência de tensões é dominada pela ação de arco (Wang et al. 2019). Como a ação de arco depende principalmente de bielas comprimidas e de deslocamentos interfaciais relativamente pequenos, a contribuição dos pinos poliméricos para resistir à separação interfacial torna-se secundária.

Uma análise comparativa dos padrões de ruptura reforça ainda mais a interpretação de que, nos ensaios de flexão em três pontos, os corpos de prova com pinos apresentaram maior espaçamento entre fissuras em comparação ao grupo sem pinos, indicando melhor redistribuição de tensões ao longo da linha de ligação. Os pinos parecem ter limitado a propagação das fissuras de flexão–cisalhamento ao fornecer um caminho secundário de transferência de cisalhamento através da interface (Figura 41a). Entretanto, na configuração de flexão em quatro pontos, tanto os corpos de prova com pinos quanto os sem pinos romperam por fissuração diagonal com padrões de fissuras comparáveis, indicando que a armadura transversal exerceu apenas uma influência secundária quando o vão de cisalhamento era curto e governado por bielas comprimidas (Figura 41b). Ainda assim, observa-se que não ocorreram nem descolamento na extremidade da placa nem esmagamento do concreto no apoio, o que pode ser atribuído ao efeito dos pinos.

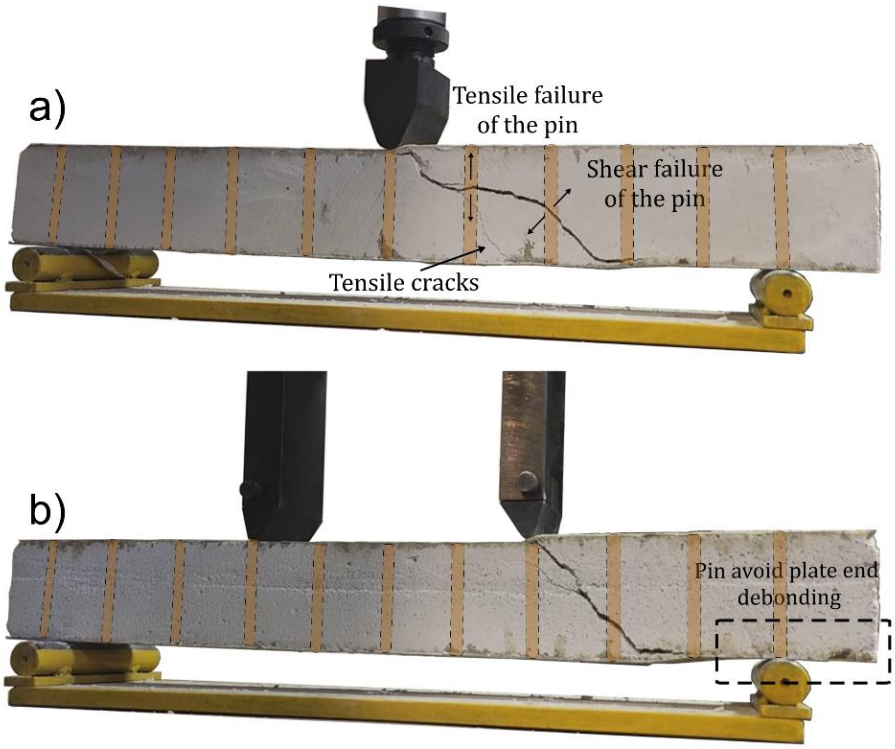


Figura 41 – Padrões de falha do grupo GFRP-PIN para vãos de cisalhamento de 250 mm (a) e de 150 mm (b).

Apesar do efeito benéfico sob carregamentos em modo misto, é possível que os pinos poliméricos não tenham atingido ancoragem mecânica plena na face superior das vigas. O processo de fabricação envolveu três etapas sequenciais de moldagem, e os pinos poliméricos foram embutidos na camada intermediária antes da aplicação do laminado superior final. Devido à retração de polimerização da resina poliéster utilizada para moldar os pinos, uma leve superfície côncava provavelmente se formou ao redor das cabeças dos pinos durante a cura. Quando a face superior final foi moldada, pequenos bolsões de ar podem ter permanecido aprisionados entre o AAC e a resina, impedindo a completa molhabilidade e a ligação química. Essa ancoragem imperfeita pode explicar a contribuição limitada dos pinos sob estados de tensão predominantemente compressivos, conforme observado nos corpos de prova submetidos à flexão em quatro pontos.

5.4.3. Abordagem analítica

A Figura 42 compara as capacidades de cisalhamento previstas com os resultados experimentais para os corpos de prova reforçados apenas com faces de GFRP (Figura 42a) e

para aqueles adicionalmente reforçados com pinos poliméricos (Figura 42b). De modo geral, as normas apresentaram tendências consistentes, mas variaram significativamente quanto ao conservadorismo e à sensibilidade aos parâmetros que governam a resistência ao cisalhamento em compósitos leves, como o AAC. Para os corpos de prova reforçados somente com GFRP (Figura 42a), no menor vão de cisalhamento de 150 mm (a/d ≈ 2,0), todos os modelos de dimensionamento previram capacidades de cisalhamento inferiores às medidas experimentalmente, com exceção do ACI 440.4R, que superestimou os resultados dos ensaios. Esse comportamento pode ser explicado pela predominância da ação de arco em vãos curtos, nos quais uma parcela significativa da carga aplicada é transferida diretamente para os apoios por meio de bielas comprimidas, em vez de pelo pleno desenvolvimento do mecanismo de tração diagonal assumido pelas normas de projeto.

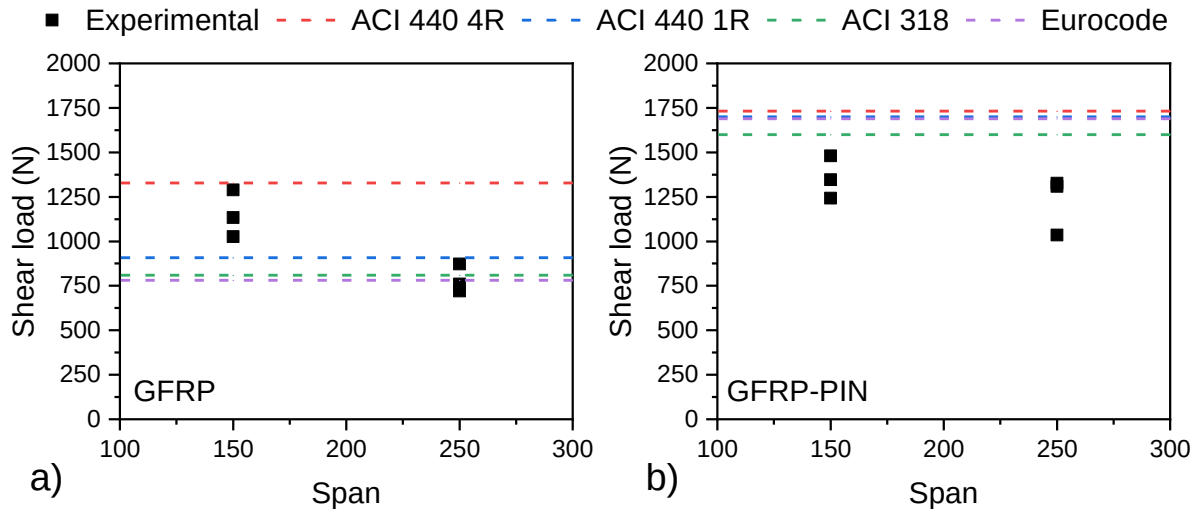


Figura 42 – Comportamento analítico ao cisalhamento das amostras GFRP (a) e GFRP-PIN (b).

Como o ACI 440.4R incorpora uma formulação específica para FRP desenvolvida para reforço aderido externamente, a qual inclui uma contribuição do concreto menos restritiva, essa norma apresentou maior proximidade com a resposta ao cisalhamento aprimorada resultante desse efeito de transferência direta de cargas para o suporte. Em contrapartida, o ACI 440.1R, o ACI 318 e o Eurocode 2 permaneceram abaixo dos valores experimentais observados, possivelmente porque seus modelos não representam adequadamente a pronunciada ação de bielas de compressão que governa vigas com vãos de cisalhamento tão reduzidos. No maior vão de cisalhamento de 250 mm (a/d ≈ 3,33), os modelos de dimensionamento apresentaram melhor concordância com os dados experimentais, possivelmente porque os mecanismos de transferência de cisalhamento assumidos nas normas, baseados na tração diagonal e na

interação flexão–cisalhamento, se aproximaram mais do processo real de ruptura observado nos corpos de prova do grupo GFRP.

Para os corpos de prova do grupo GFRP-PIN (Figura 42b), ambos os vãos de cisalhamento apresentaram capacidades experimentais consistentemente inferiores a todas as previsões analíticas. Quanto ao vão de cisalhamento de 150mm, em que a ruptura é amplamente dominada pelo cisalhamento. A redução de desempenho pode ser atribuída ao comportamento dos pinos poliméricos, cujas condições de ancoragem não foram ideais em relação ao reforço longitudinal. Já no vão de cisalhamento de 250mm, esse efeito pode ser também atribuído a uma maior influência do comportamento à flexão nessas amostras.

Quanto as previsões analíticas de flexão para o grupo GFRP, apresentada na Figura 43a, é possível visualizar que os modelos analíticos que não são específicos para reforços com FRP, *i.e.*, ACI 318 e Eurocode, superestimaram os resultados experimentais, enquanto as normas específicas para FRP (ACI 440.4R e ACI 440.1R) obtiveram boa concordância com os resultados. As ensaiadas GFRP ensaiadas com vão de cisalhamento de 250 mm comportaram-se de acordo com mecanismos combinados de flexão e cisalhamento, consequentemente, as resistências à flexão obtidas experimentalmente para esse vão de cisalhamento situam-se entre a capacidade teórica à flexão e a capacidade teórica ao cisalhamento.

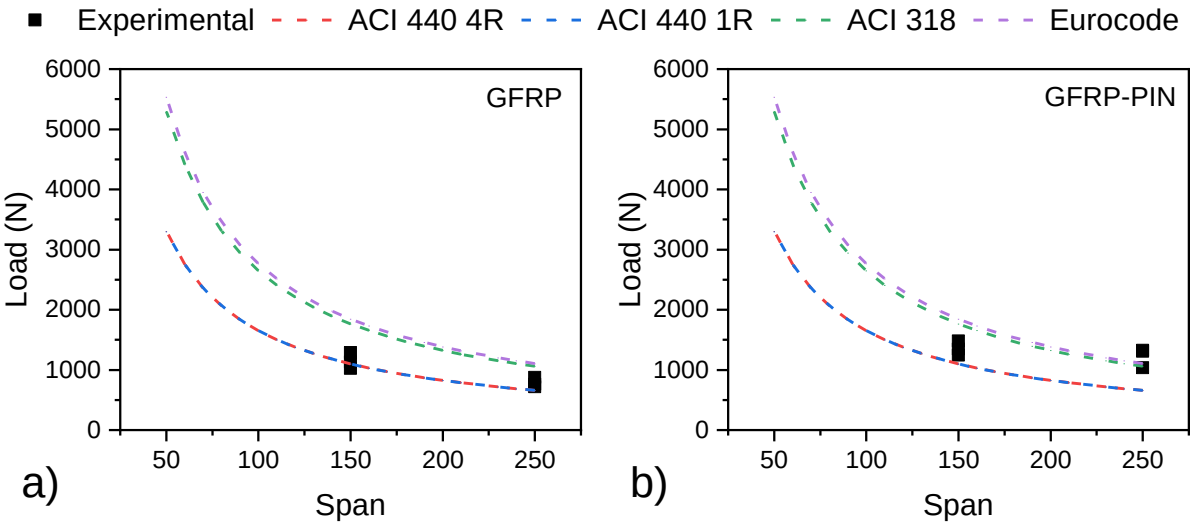


Figura 43 – Comportamento analítico em flexão das amostras GFRP (a) e GFRP-PIN (b).

Vigas que incorporaram pinos poliméricos (Figura 43b) e foram ensaiadas com vão de cisalhamento de 150 mm apresentaram cargas de ruptura superiores as ligeiramente superiores às capacidades teóricas à flexão previstas nas normas específicas reforços com FRP. Esse comportamento pode estar associado à alteração do mecanismo de falha esperado. Como foi

observado no grupo GFRP, o vão de cisalhamento reduzido ocasionou a ruptura prematura por PE *debonding*, no entanto, a presença dos pinos poliméricos no grupo GFRP-PIN restringiu a propagação da fissura interfacial e impedindo o descolamento da face compósita do substrato e aumentando a carga final observado.

Finalmente, os corpos de prova com pinos ensaiados com vão de cisalhamento de 250 mm apresentaram boa concordância entre os resultados experimentais e as previsões analíticas de flexão. Isso sugere que, embora os pinos não tenham atingido todo o seu potencial de reforço, sua contribuição foi suficiente para permitir que a viga desenvolvesse a capacidade à flexão sob condições dominadas por tensões normais, em vez de cisalhamento.

5.5. Conclusões

Este estudo avaliou a resposta estrutural de vigas de AAC reforçadas com lâminas de GFRP e pinos poliméricos, elucidando os mecanismos governantes que controlam o seu desempenho à flexão e ao cisalhamento. Os resultados demonstram que, embora a adição de faces de GFRP tenha melhorado substancialmente a carga de ruptura, redistribuído as tensões de tração e retardado o início da fissuração, a falha das vigas reforçadas permaneceu governada por mecanismos interfaciais, e não pela ruptura do reforço compósito ou pelo esmagamento do AAC. Em vãos de cisalhamento curtos, a falha foi dominada pelo descolamento por cisalhamento–tração iniciado em fissuras de flexão–cisalhamento, intensificado pela ausência de intertravamento de agregados no AAC e pela contribuição limitada das lâminas de GFRP à resistência à tração diagonal. A presença de um pronunciado efeito de arco em $a/d \approx 2{,}0$ elevou a capacidade ao cisalhamento além daquela prevista por modelos clássicos, explicando a discrepância entre os resultados experimentais e analíticos. Em vãos de cisalhamento maiores ($a/d \approx 3{,}33$), a resposta transitou para um regime misto de flexão–cisalhamento, no qual a fissuração diagonal se desenvolveu de forma mais gradual e uma parcela maior da capacidade resistente à tração do GFRP foi mobilizada antes do descolamento, aproximando as resistências experimentais das previsões teóricas à flexão.

A introdução de pinos poliméricos forneceu um mecanismo adicional para a transferência de cisalhamento através da interface, melhorando o controle de fissuras e retardando o descolamento sob carregamento em modo misto. O efeito benéfico foi mais pronunciado na configuração de flexão em três pontos, com um aumento de 56% em comparação com os espécimes sem pinos. No entanto, apesar da melhoria mensurável na transferência de cisalhamento e do atraso no início da fissuração interfacial, a presença dos

pinos não foi suficiente para que os espécimes mobilizassem plenamente a sua capacidade teórica à flexão. Consequentemente, a sua contribuição permaneceu inferior àquela esperada para conectores de cisalhamento idealizados. Essa discrepância é atribuída à ancoragem incompleta decorrente da retração de cura da resina poliéster e do procedimento de moldagem sequencial, que provavelmente gerou vazios e reduziu o intertravamento mecânico na superfície superior.

A convergência parcial entre as previsões analíticas à flexão e os resultados experimentais para os espécimes com pinos evidencia o potencial de conectores discretos para aprimorar o comportamento global de elementos AAC–GFRP. As evidências experimentais, portanto, ressaltam a necessidade de modelos de projeto que incorporem explicitamente os modos de falha interfacial, a transferência de cisalhamento baseada em fratura, as condições de ancoragem dos conectores e as particularidades mecânicas dos concretos celulares leves.

CAPÍTULO VI – INTEGRAÇÃO DOS ARTIGOS DA TESE

A estrutura desta tese foi concebida de forma progressiva, de modo que cada artigo orienta as decisões metodológicas e as hipóteses investigadas nos estudos subsequentes. A comunicação entre os três trabalhos ocorre tanto no nível dos parâmetros experimentais adotados quanto na evolução da compreensão dos mecanismos resistentes envolvidos nos sistemas AAC–UPR–GFRP.

No primeiro artigo, a investigação concentrou-se em compreender como pinos de resina poliéster insaturada influenciam o comportamento mecânico do AAC. Entre os resultados obtidos, observou-se que pinos orientados a 45° apresentam um desempenho superior sob flexão e que o diâmetro dos pinos exerce influência significativa na eficiência do reforço. Embora pinos de menor diâmetro proporcionem melhor distribuição e capacidade de reforço, o diâmetro de 4 mm revelou limitações associadas à retração da resina poliéster durante o processo de cura. Essas conclusões fundamentaram diretamente as escolhas realizadas no segundo artigo. Considerando que o melhor desempenho à flexão no nível de material foi obtido com pinos orientados a 45°, essa configuração foi adotada no desenvolvimento dos painéis sanduíche com núcleo de AAC e faces de GFRP. Da mesma forma, o diâmetro de 6 mm foi selecionado para evitar os problemas observados com o diâmetro de 4 mm.

No segunda artigo, verificou-se que, independentemente da espessura do núcleo, o mecanismo de ruptura sob flexão foi predominantemente governado pelo cisalhamento do núcleo de AAC, e não pela ruptura das faces de GFRP. Esse resultado evidenciou que as faces compósitas não eram plenamente mobilizadas na carga de ruptura dos painéis, uma vez que a falha ocorria de forma prematura no núcleo. Tal constatação revelou uma limitação estrutural importante do sistema e indicou que a compreensão do comportamento ao cisalhamento seria determinante para o avanço da estratégia de reforço proposta.

Essa observação motivou diretamente a abordagem adotada no terceiro artigo, onde foram adotadas diferentes razões vão-altura útil (a/d), permitindo avaliar a transição entre regimes dominados por cisalhamento e por flexão. Essa variação possibilitou analisar a influência da ação de arco em vãos curtos, bem como a mobilização mais pronunciada das tensões normais em vãos maiores, aprofundando a compreensão dos mecanismos de ruptura previamente identificados nos painéis. Além disso, o diâmetro de pinos adotado foi de 6 mm, em consonância com os resultados do primeiro estudo. Entretanto, diferentemente do segundo artigo, os pinos foram executados com orientação vertical. Essa escolha decorreu de limitações técnicas associadas à execução em elementos estruturais de maior porte, nas quais a perfuração

inclinada a 45° não se mostrou viável do ponto de vista construtivo e de repetibilidade experimental.

De forma integrada, os três artigos estabelecem uma trajetória coerente de investigação, que parte da caracterização microestrutural da interface polímero–AAC, evolui para a análise de sistemas sanduíche compósitos e culmina na avaliação estrutural de vigas em escala ampliada. Cada etapa incorpora os aprendizados da anterior, ajustando parâmetros e aprofundando a compreensão dos mecanismos resistentes. Assim, a tese consolida uma estratégia progressiva de reforço para o AAC, evidenciando que o desempenho global do sistema não depende apenas da resistência intrínseca dos materiais, mas sobretudo da eficiência das interfaces, dos mecanismos de ancoragem e da interação entre flexão e cisalhamento em concretos celulares leves.

CAPÍTULO VII – CONCLUSÕES

Esta tese investigou o comportamento mecânico e estrutural de sistemas de AAC reforçados por diferentes estratégias baseadas em polímeros e compósitos, com ênfase no uso de pinos poliméricos e FRP. Ao longo dos três estudos desenvolvidos, buscou-se compreender, em diferentes escalas e configurações estruturais, os mecanismos físicos que governam a interação entre o AAC, os reforços poliméricos e os compósitos, bem como os modos de falha associados a esses sistemas.

No primeiro estudo, demonstrou-se que a introdução de pinos de resina poliéster insaturada no interior da matriz de AAC constitui uma estratégia eficiente para o aumento da resistência à compressão e à flexão desse material, tradicionalmente limitado por sua baixa resistência mecânica e caráter frágil. As análises microestruturais evidenciaram que a permeação da resina nos poros do AAC promoveu uma interface mecanicamente intertravada, capaz de transferir esforços de cisalhamento de forma eficiente

Entre as principais conclusões do primeiro artigo, destacam-se:

- A formação de uma interface UPR–AAC mecanicamente intertravada, responsável pela transferência eficiente de esforços de cisalhamento;
- O melhor desempenho dos pinos orientados a 90° sob compressão, em função do alinhamento com a direção principal das tensões, e dos pinos orientados a 45° sob flexão, devido à sua contribuição mais efetiva à resistência ao cisalhamento;
- A influência significativa do diâmetro e do espaçamento dos pinos, com vantagem para pinos de menor diâmetro.

No segundo estudo, a estratégia de reforço foi ampliada para a escala de elementos estruturais compósitos, por meio do desenvolvimento de painéis sanduíche com núcleo de AAC, faces de GFRP e pinos poliméricos atuando como conectores internos. Os resultados evidenciaram que essa combinação resultou em um sistema estrutural leve, com desempenho significativamente superior sob flexão e compressão, preservando características desejáveis do AAC.

Entre as principais conclusões do segundo artigo, destacam-se:

- O aumento significativo da capacidade resistente dos painéis sanduíche reforçados, especialmente em flexão, em função da atuação conjunta dos pinos poliméricos e das faces de GFRP;

- A contribuição dos pinos de UPR para a transferência de esforços de cisalhamento no núcleo de AAC, retardando a separação entre as faces e o núcleo;
- Redução da absorção de água, ampliando o potencial de aplicação desses sistemas.

No terceiro estudo, foi avaliado o comportamento estrutural de vigas de AAC reforçadas externamente com lâminas de GFRP e pinos poliméricos, com foco nos mecanismos que controlam a resposta à flexão e ao cisalhamento. Verificou-se que, embora as lâminas de GFRP tenham promovido aumentos significativos na carga última e retardado a fissuração, o comportamento em ruptura permaneceu governado por mecanismos interfaciais.

Entre as principais conclusões do terceiro artigo, destacam-se:

- A predominância de falhas governadas por descolamento interfacial, tanto em regimes de cisalhamento quanto de flexão–cisalhamento;
- A influência marcante da razão a/d, com ação de arco significativa em vãos curtos e melhor mobilização da capacidade do GFRP em vãos mais longos;
- A contribuição positiva dos pinos poliméricos para o controle de fissuras e para o retardamento do descolamento, embora insuficiente para a plena mobilização da capacidade flexional;
- A evidência de que limitações de ancoragem e efeitos construtivos, como formação de vazios, comprometem a eficiência dos pinos.
- Os modelos normativos apresentaram comportamento conservador para vãos de cisalhamento reduzidos, devido à não consideração adequada da ação de arco, e melhor concordância para maiores razões a/d.

De forma integrada, os resultados desta tese demonstram que o reforço de estruturas em AAC por meio de sistemas poliméricos e compósitos apresenta bons resultados desde que os mecanismos de transferência de esforços e os modos de falha associados sejam adequadamente compreendidos e incorporados ao projeto. A pesquisa evidencia que o comportamento estrutural desses sistemas é governado predominantemente pela eficiência das interfaces e dos mecanismos de ancoragem, mais do que pela resistência intrínseca dos materiais de reforço. Nesse contexto, a combinação de pinos poliméricos e lâminas de FRP surge como uma estratégia promissora, porém dependente de avanços em concepção construtiva, caracterização interfacial e desenvolvimento de modelos analíticos e numéricos baseados em fratura, especialmente para concretos celulares e materiais leves.

CAPÍTULO VIII – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Apresentam-se a seguir algumas sugestões para trabalhos futuros que visam aprofundar a investigação dos mecanismos de ancoragem, transferência de esforços e modelagem do comportamento estrutural desses sistemas.

- Investigar o uso de fibras de vidro incorporadas aos pinos poliméricos, com o objetivo de aumentar a rigidez, a resistência à tração e a eficiência da ancoragem mecânica no AAC, reduzindo efeitos de escorregamento e falhas prematuras na interface.
- Realizar ensaios de *bond–slip* entre os pinos poliméricos e o AAC para quantificar o ganho efetivo de aderência, permitindo a determinação de parâmetros interfaciais como resistência máxima, rigidez inicial e energia de fratura.
- Desenvolver análises numéricas, preferencialmente via Método dos Elementos Finitos, para comparar resultados analíticos e experimentais, avaliar mecanismos de transferência de esforços e apoiar a formulação de modelos de projeto mais representativos para sistemas AAC–FRP.

CAPÍTULO IX – REFERÊNCIAS

Abdi B, Azwan S, Abdullah MR, et al (2014) Flatwise compression and flexural behavior of foam core and polymer pin-reinforced foam core composite sandwich panels. Int J Mech Sci 88:138–144. https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2014.08.004

Abhilasha, Kumar R, Lakhani R, et al (2023) Utilization of Solid Waste in the Production of Autoclaved Aerated Concrete and Their Effects on its Physio-mechanical and Microstructural Properties: Alternative Sources, Characterization, and Performance Insights. Int J Concr Struct Mater 17:. https://doi.org/10.1186/s40069-022-00569-x

Achintha M, Burgoyne C (2013) Fracture energy of the concrete-FRP interface in strengthened beams. Eng Fract Mech 110:38–51. https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2013.07.016

Achintha M, Burgoyne CJ (2012) Prediction of FRP debonding using the global-energy-balance approach. Mag Concr Res 64:1033–1044. https://doi.org/10.1680/macr.11.00182

ACI (American Concrete Institute) (2006) Guide for the design and construction of concrete reinforced with FRP bars. ACI 440.1R, Farmington Hills MI

ACI (American Concrete Institute) (2004) Prestressing Concrete Structures with FRP Tendons. ACI 440.4R, Farmington Hills MI

ACI (American Concrete Institute) (2019) Building Code Requirements for Structural Concrete. ACI 318, Farmington Hills MI

Aldrighetti C, Tassone P, Ciardelli F, Ruggeri G (2005) Reduction of the thermal expansion of unsaturated polyesters by chain-end modification. Polym Degrad Stab 90:346–353. https://doi.org/10.1016/j.polymdegradstab.2005.01.042

Almusallam AA, Khan FM, Dulaijan SU, Al-Amoudi OSB (2003) Effectiveness of surface coatings in improving concrete durability. Cem Concr Compos 25:473–481. https://doi.org/10.1016/S0958-9465(02)00087-2

Aramburu AB, Amico SC, Delucis R de A (2025) Autoclaved aerated concrete reinforced with polymer pins as core of sandwich panels. J Sandw Struct Mater 0:1–17. https://doi.org/10.1177/10996362241312496

Aramburu AB, Delucis RDA, Amico SC (2024) Autoclaved aerated concrete reinforced by polymeric pins. Mater Construcción 74:0–12

Arowojolu O, Ibrahim A, Almakrab A, et al (2021) Influence of Shear Span-to-Effective Depth Ratio on Behavior of High-Strength Reinforced Concrete Beams. Int J Concr Struct Mater 15:. https://doi.org/10.1186/s40069-020-00444-7

Ashour AF (2006) Flexural and shear capacities of concrete beams reinforced with GFRP bars. Constr Build Mater 20:1005–1015. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2005.06.023

Badonbok Lyngkhoi R, Warjri T, Marthong C (2023) Use of steel wire mesh for compressive strength enhancement of AAC masonry wall. Mater Today Proc. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.02.423

Bakbak D, Kurtoğlu AE (2019) Shear Resistance of Reinforced Aerated Concrete Slabs: Prediction via Artificial Neural Networks. J Sustain Constr Mater Technol 4:344–350. https://doi.org/10.29187/jscmt.2019.38

Balıkoğlu F, Demircioğlu TK, Yıldız M, et al (2020) Mechanical performance of marine sandwich composites subjected to flatwise compression and flexural loading: Effect of resin pins. J Sandw Struct Mater 22:2030–2048. https://doi.org/10.1177/1099636218792671

Baltazar L, Santana J, Lopes B, et al (2015) Superficial protection of concrete with epoxy resin impregnations: influence of the substrate roughness and moisture. Mater Struct Constr 48:1931–1946. https://doi.org/10.1617/s11527-014-0284-9

Bayat A, Liaghat G, Sabouri H, et al (2019) Experimental investigation on the quasi-static mechanical behavior of autoclaved aerated concrete insulated sandwich panels. J Sandw Struct Mater. https://doi.org/10.1177/1099636219857633

Berrocal CG, Lundgren K, Löfgren I (2016) Corrosion of steel bars embedded in fibre reinforced concrete under chloride attack: State of the art. Cem Concr Res 80:69–85. https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2015.10.006

Besse C (2012) Development and optimization of a formable sandwich sheet. HAL Open Science

Birman V, Kardomateas GA (2018) Review of current trends in research and applications of sandwich structures. Compos Part B Eng 142:221–240. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2018.01.027

Bonakdar A, Babbitt F, Mobasher B (2013) Physical and mechanical characterization of Fiber-Reinforced Aerated Concrete (FRAC). Cem Concr Compos 38:82–91. https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2013.03.006

BS (British Standard) (2014) Eurocode 2: Design of concrete structures. BS EN 1992, Brussels

Buyukozturk O, Hearing B (1998) Failure Behavior of Precracked Concrete Beams Retrofitted with FRP. J Compos Constr 2:138–144. https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(1998)2:3(138)

Cabrillac R, Fiorio B, Beaucour AL, et al (2006) Experimental study of the mechanical

anisotropy of aerated concretes and of the adjustment parameters of the introduced porosity. Constr Build Mater 20:286–295. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2005.01.023

Cartié DD, Fleck NA (2003) The effect of pin reinforcement upon the through-thickness compressive strength of foam-cored sandwich panels. Compos Sci Technol 63:2401–2409. https://doi.org/10.1016/S0266-3538(03)00273-2

CASTANIE B, BOUVET C, Ginot M (2020) Review of composite sandwich structure in aeronautic applications. Compos Part C Open Access 1:. https://doi.org/10.1016/j.jcomc.2020.100004

Chai GB, Zhu S (2011) A review of low-velocity impact on sandwich structures. Proc Inst Mech Eng Part L J Mater Des Appl 225:207–230. https://doi.org/10.1177/1464420711409985

Chandra S, Ohama Y (2020) Polymers in Concrete. CRC Press

Chen G, Li F, Geng J, et al (2021a) Identification, generation of autoclaved aerated concrete pore structure and simulation of its influence on thermal conductivity. Constr Build Mater 294:123572. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.123572

Chen G, Li F, Jing P, et al (2021b) Effect of Pore Structure on Thermal Conductivity and Mechanical Properties of Autoclaved Aerated Concrete. Materials (Basel) 14:339. https://doi.org/10.3390/ma14020339

Chen H, Yi W, John Z, Hwang H (2020) Modeling of shear mechanisms and strength of concrete deep beams reinforced with FRP bars. Compos Struct 234:111715. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2019.111715

Chen Y-L, Chang J-E, Lai Y-C, Chou M-IM (2017) A comprehensive study on the production of autoclaved aerated concrete: Effects of silica-lime-cement composition and autoclaving conditions. Constr Build Mater 153:622–629. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.07.116

Chen Y, Peng M, Zhang Y, Liu Y (2013) Mechanical Properties of Autoclaved Aerated Concrete with Different Densities. Adv Civ Eng Mater 2:20130063. https://doi.org/10.1520/ACEM20130063

Chi J, Zhang G, Xie Q, et al (2020) High performance epoxy coating with cross-linkable solvent via Diels-Alder reaction for anti-corrosion of concrete. Prog Org Coatings 139:105473. https://doi.org/10.1016/j.porgcoat.2019.105473

Chieruzzi M, Miliozzi A, Kenny JM (2013) Effects of the nanoparticles on the thermal expansion and mechanical properties of unsaturated polyester/clay nanocomposites.

Compos Part A Appl Sci Manuf 45:44–48. https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2012.09.016

Choi S-J, Bae S-H, Lee J-I, et al (2021) Strength, Carbonation Resistance, and Chloride-Ion Penetrability of Cement Mortars Containing Catechol-Functionalized Chitosan Polymer. Materials (Basel) 14:6395. https://doi.org/10.3390/ma14216395

Christadoss A, Pazhani KC, Sivasankar S, Hareesh CM (2020) Numerical study on through thickness shear capacity of insulated sandwich panels. Mater Today Proc 27:1511–1515. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.03.034

Dai JG, Wan BL, Yokota H, Ueda T (2009) Fracture criterion for carbon fiber reinforced polymer sheet to concrete interface subjected to coupled pull-out and push-off actions. Adv Struct Eng 12:663–682. https://doi.org/10.1260/136943309789867917

Davies P, Choqueuse D, Bourbouze G (2011) Micro-tomography to study high-performance sandwich structures. J Sandw Struct Mater 13:7–21. https://doi.org/10.1177/1099636209344273

Delucis R de A, Tonatto MLP, Trindade RS, Amico SC (2021) In situ L-RTM manufacturing of sandwich panels with PET foam core reinforced by polymeric pins. J Sandw Struct Mater 23:241–254. https://doi.org/10.1177/1099636219830145

Devi NR, Dhir PK, Sarkar P (2022) Influence of strain rate on the mechanical properties of autoclaved aerated concrete. J Build Eng 57:104830. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2022.104830

Dey V, Zani G, Colombo M, et al (2015) Flexural impact response of textile-reinforced aerated concrete sandwich panels. Mater Des 86:187–197. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.07.004

Diamanti MV, Brenna A, Bolzoni F, et al (2013) Effect of polymer modified cementitious coatings on water and chloride permeability in concrete. Constr Build Mater 49:720–728. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.08.050

Dimassi MA, Brauner C, Herrmann AS (2016) Experimental study of the mechanical behaviour of pin reinforced foam core sandwich materials under shear load. IOP Conf Ser Mater Sci Eng 118:. https://doi.org/10.1088/1757-899X/118/1/012012

Dimassi MA, John M, Herrmann AS (2018) Investigation of the temperature dependent impact behaviour of pin reinforced foam core sandwich structures. Compos Struct 202:774–782. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.04.012

Djouani F, Connan C, Delamar M, et al (2011) Cement paste-epoxy adhesive interactions. Constr Build Mater 25:411–423. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.02.035

Du L, Jiao G (2009) Indentation study of Z-pin reinforced polymer foam core sandwich structures. Compos Part A Appl Sci Manuf 40:822–829. https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2009.04.004

Du L, Jiao Guiqiong, Huang Tao (2009) Z-pin Reinforcement on the Core Shear Properties of Polymer Foam Sandwich Composites. J Compos Mater 43:289–300. https://doi.org/10.1177/0021998308099223

Elghandour B, Eltahawy R, Shedid M, Abdelrahman A (2023) Prediction of shear strength for CFRP reinforced concrete beams without stirrups. Eng Struct 284:115946. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2023.115946

Emelianov S, Bulgakov A, Otto J, et al (2023) Fast-Hardening Slag-Alkaline Heat-Resistant Aerated Concrete of Increased Heat Resistance with Additives of Fly Ash of Novocherkassk SDPP. 149–164. https://doi.org/10.1007/978-3-031-12703-8_16

Erofeeva I V, Emelyanov D V, Svetlov DA, et al (2021) Strength and Deformability of Cement Composites of Various Types. IOP Conf Ser Mater Sci Eng 1079:052002. https://doi.org/10.1088/1757-899X/1079/5/052002

Eyvazian A, Moeinifard M, Musharavati F, et al (2021) Mechanical behavior of resin pin-reinforced composite sandwich panels under quasi-static indentation and three-point bending loading conditions. J Sandw Struct Mater 23:2127–2145. https://doi.org/10.1177/1099636220909752

Ferdous W, Manalo A, Aravinthan T, Fam A (2018) Flexural and shear behaviour of layered sandwich beams. Constr Build Mater 173:429–442. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.04.068

Fico R, Prota A, Manfredi G (2008) Assessment of Eurocode-like design equations for the shear capacity of FRP RC members. Compos Part B Eng 39:792–806. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2007.10.007

Fojtl L, Manas L, Rusnakova S (2018) The effect of polymer pin ribs on reinforcement of sandwich structures. Manuf Technol 18:889–894. https://doi.org/10.21062/ujep/196.2018/a/1213-2489/mt/18/6/889

Fowler DW (1999) Polymers in concrete: A vision for the 21st century. Cem Concr Compos 21:449–452. https://doi.org/10.1016/S0958-9465(99)00032-3

Gao Y, Zhang H, Huang M, Lai F (2019) Unsaturated polyester resin concrete : A review. Constr Build Mater 228:116709. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.116709

Gay D, Hoa S V. (2007) Composite Materials. CRC Press

Ghasemi AR, Moradi M (2017) Effect of thermal cycling and open-hole size on mechanical

properties of polymer matrix composites. Polym Test 59:20–28. https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2017.01.013

Ghazy MF, Abd Elaty M abd allah, Sakr MAE, Arafa EM (2025) Thermo-Mechanical Performance of Sustainable Lightweight Sandwich Panels Utilizing Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete. Buildings 15:593. https://doi.org/10.3390/buildings15040593

Gokmen F, Binici B, Aldemir A, et al (2019) Seismic behavior of autoclaved aerated concrete low rise buildings with reinforced wall panels. Bull Earthq Eng 17:3933–3957. https://doi.org/10.1007/s10518-019-00630-3

Goodier C, Cavalaro S, Gorse C, et al (2023) Structural performance of aged Reinforced Autoclaved Aerated Concrete (RAAC) roof panels. Ce/Papers 6:134–134. https://doi.org/10.1002/cepa.2226

Goodier C, Cavalaro S, Lee K, Casselden R (2022) Durability variations in reinforced autoclaved aerated concrete (RAAC) – extended abstract. MATEC Web Conf 361:06005. https://doi.org/10.1051/matecconf/202236106005

Guo X, Wang Y, Huang P, Shu S (2021) Fatigue behavior of RC beams strengthened with FRP considering the influence of FRP-concrete interface. Int J Fatigue 143:105977. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105977

Haldar AK, Cantwell WJ, Langdon G, et al (2019) The mechanical behaviour of spherical egg-box sandwich structures. Polym Test 78:105954. https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2019.105954

Halici OF, Demir U, Zabbar Y, Ilki A (2023) Out-of-plane seismic performance of bed-joint reinforced Autoclaved Aerated Concrete (AAC) infill walls damaged under cyclic in-plane displacement reversals. Eng Struct 286:. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2023.116077

He T, Xu R, Chen C, et al (2018) Carbonation modeling analysis on carbonation behavior of sand autoclaved aerated concrete. Constr Build Mater 189:102–108. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.08.199

Henao A, Carrera M, Miravete A, Castejón L (2010) Mechanical performance of through-thickness tufted sandwich structures. Compos Struct 92:2052–2059. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2009.11.005

Hill RR, Muzumdar S V., Lee LJ (1995) Analysis of volumetric changes of unsaturated polyester resins during curing. Polym Eng Sci 35:852–859. https://doi.org/10.1002/pen.760351007

Huang F, Zhang J, Zheng X, et al (2022) Preparation and performance of autoclaved aerated

concrete reinforced by dopamine-modified polyethylene terephthalate waste fibers. Constr Build Mater 348:128649. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.128649

Huber P, Huber T, Kollegger J (2016) Investigation of the shear behavior of RC beams on the basis of measured crack kinematics. Eng Struct 113:41–58. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2016.01.025

Ilango NK, Gujar P, Nagesh AK, et al (2021) Interfacial adhesion mechanism between organic polymer coating and hydrating cement paste. Cem Concr Compos 115:103856. https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2020.103856

Islam MN, Ar-Rashid H, Islam F, et al (2019) Fabrication and Characterization of E-Glass Fiber Reinforced Unsaturated Polyester Resin Based Composite Materials. Nano Hybrids Compos 24:1–7. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/NHC.24.1

Jayaram RS, Nagarajan VA, Kumar KPV (2018) Mechanical performance of polyester pin-reinforced foam filled honeycomb sandwich panels. Sci Eng Compos Mater 25:797–805. https://doi.org/10.1515/secm-2017-0039

Jayaram RS, Nagarajan VA, Kumar KV (2022) Low velocity impact and compression after impact behaviour of polyester pin-reinforced foam filled honeycomb sandwich panels. J Sandw Struct Mater 24:157–173. https://doi.org/10.1177/1099636221998180

Jayaram RS, Nagarajan VA, Vinod Kumar KP (2019) Compression and low velocity impact response of sandwich panels with polyester pin-reinforced foam filled honeycomb core. J Sandw Struct Mater 21:2014–2030. https://doi.org/10.1177/1099636218792675

Jerman M, Keppert M, Výborný J, Černý R (2013) Hygric, thermal and durability properties of autoclaved aerated concrete. Constr Build Mater 41:352–359. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.12.036

Kalpana M, Mohith S (2020) Study on autoclaved aerated concrete: Review. Mater Today Proc 22:894–896. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.11.099

Karakurt C, Kurama H, Topçu İB (2010) Utilization of natural zeolite in aerated concrete production. Cem Concr Compos 32:1–8. https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2009.10.002

Karam GN, Wu H-C (2001) Mechanical Interaction between Concrete and FRP Sheet. J Compos Constr 5:212–212. https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2001)5:3(212)

Kaya G, Selver E (2019) Impact resistance of Z-pin-reinforced sandwich composites. J Compos Mater 53:3681–3699. https://doi.org/10.1177/0021998319845428

Kerche EF, Kairytė A, Członka S, et al (2023) Optimization of Pin Position and Angle for Z-Pin-Reinforced Foam Core Sandwich Structures. Materials (Basel) 16:.

https://doi.org/10.3390/ma16010352

Kim HG, Jeong CY, Kim MJ, et al (2018) Prediction of shear strength of reinforced concrete beams without shear reinforcement considering bond action of longitudinal reinforcements. Adv Struct Eng 21:30–45. https://doi.org/10.1177/1369433217706778

Ko H, Matthys S, Palmieri A, Sato Y (2014) Development of a simplified bond stress–slip model for bonded FRP–concrete interfaces. Constr Build Mater 68:142–157. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.06.037

Kocher C, Watson W, Gomez M, et al (2001) Integrity of multi-skin sandwich panels and beams with truss-reinforced cores. 19th AIAA Appl Aerodyn Conf 111–117. https://doi.org/10.2514/6.2001-1636

Kotsovos MD, Pavlović MN (1997) Size effects in structural concrete: A numerical experiment. Comput Struct 64:285–295. https://doi.org/10.1016/S0045-7949(96)00125-3

Kotsovos MD, Pavlović MN (2004) Size effects in beams with small shear span-to-depth ratios. Comput Struct 82:143–156. https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2003.10.001

Laukaitis A, Fiks B (2006) Acoustical properties of aerated autoclaved concrete. Appl Acoust 67:284–296. https://doi.org/10.1016/j.apacoust.2005.07.003

Lee AT, Michel M, Ferrier E, Benmokrane B (2019) Influence of curing conditions on mechanical behaviour of glued joints of carbon fibre-reinforced polymer composite/concrete. Constr Build Mater 227:116385. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.07.111

Lei H, Yao K, Wen W, et al (2016) Experimental and numerical investigation on the crushing behavior of sandwich composite under edgewise compression loading. Compos Part B Eng 94:34–44. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.03.049

Li T, Deng M, Zhang Y, et al (2023) Study on flexural behavior of BFRCM-autoclaved aerated concrete composite slabs: Effects of slab and strengthening thickness. J Build Eng 76:107382. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2023.107382

Liang X, Peng J, Ren R (2023) A state-of-the-art review : Shear performance of the concrete beams reinforced with FRP bars. Constr Build Mater 364:129996. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.129996

Liao D, Gu T, Yan J, et al (2024) Effect of thermal aging on the microscale mechanical response behavior of glass fiber/epoxy composites. J Mater Sci 59:15298–15314. https://doi.org/10.1007/s10853-024-10089-6

Liu J, Vipulanandan C (2001a) Evaluating a polymer concrete coating for protecting non-metallic underground facilities from sulfuric acid attack. Tunn Undergr Sp Technol

16:311–321. https://doi.org/10.1016/S0886-7798(01)00053-0

Liu J, Vipulanandan C (2001b) Evaluating a polymer concrete coating for protecting non-metallic underground facilities from sulfuric acid attack. Tunn Undergr Sp Technol 16:311–321. https://doi.org/10.1016/S0886-7798(01)00053-0

Liu T, Deng ZC, Lu TJ (2008) Analytical modeling and finite element simulation of the plastic collapse of sandwich beams with pin-reinforced foam cores. Int J Solids Struct 45:5127–5151. https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2008.05.028

Long D, Guiqiong J, Tao H (2008) Investigation of the effect of Z-pin reinforcement on the collapse of foam-cored sandwich panels. J Reinf Plast Compos 27:1211–1224. https://doi.org/10.1177/0731684407087739

Long DU (2011) Mechanical properties and structural design of a novel composite box for high aspect ratio wing. J Thermoplast Compos Mater 24:819–836. https://doi.org/10.1177/0892705711403524

Ma Q, Rejab M, Siregar J, Guan Z (2021a) A review of the recent trends on core structures and impact response of sandwich panels. J Compos Mater 55:2513–2555. https://doi.org/10.1177/0021998321990734

Ma Q, Rejab MRM, Siregar JP, Guan Z (2021b) A review of the recent trends on core structures and impact response of sandwich panels. J Compos Mater 55:2513–2555. https://doi.org/10.1177/0021998321990734

Mensah C, Wang Z, Bonsu AO, Liang W (2020) Effect of Different Bond Parameters on the Mechanical Properties of FRP and Concrete Interface. Polymers (Basel) 12:2466. https://doi.org/10.3390/polym12112466

Miao C, Xingzhong G, Bolin T, et al (2023) Multiscale thermal oxidative ageing mechanisms of carbon fiber/epoxy plain woven composites under short beam shear loading. Thin-Walled Struct 185:110566. https://doi.org/10.1016/j.tws.2023.110566

Michelini E, Ferretti D, Miccoli L, Parisi F (2023) Autoclaved aerated concrete masonry for energy efficient buildings: State of the art and future developments. Constr Build Mater 402:132996. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.132996

Mitsuda T, Sasaki K, Ishida H (1992) Phase Evolution during Autoclaving Process of Aerated Concrete. J Am Ceram Soc 75:1858–1863. https://doi.org/10.1111/j.1151-2916.1992.tb07208.x

Mohammadi T, Wan B, Harries KA, Sweriduk ME (2017a) Bond Behavior of FRP–Concrete in Presence of Intermediate Crack Debonding Failure. J Compos Constr 21:1–12. https://doi.org/10.1061/(asce)cc.1943-5614.0000797

Mohammadi T, Wan B, Harries KA, Sweriduk ME (2017b) Bond Behavior of FRP–Concrete in Presence of Intermediate Crack Debonding Failure. J Compos Constr 21:. https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000797

Mostofinejad D, Abdoli M (2025) Compatibility analysis of FRP-strengthened exterior RC beam-column joints: An advanced analytical model. Dev Built Environ 21:100634. https://doi.org/10.1016/j.dibe.2025.100634

Mouritz AP (2020) Review of z-pinned laminates and sandwich composites. Compos Part A Appl Sci Manuf 139:106128. https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2020.106128

Mousa MA, Uddin N (2009) Experimental and analytical study of carbon fiber-reinforced polymer (FRP)/autoclaved aerated concrete (AAC) sandwich panels. Eng Struct 31:2337–2344. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2009.05.009

Mugahed Amran YH, Alyousef R, Rashid RSM, et al (2018) Properties and applications of FRP in strengthening RC structures: A review. Structures 16:208–238. https://doi.org/10.1016/j.istruc.2018.09.008

Nanayakkara A, Feih S, Mouritz AP (2011) Experimental analysis of the through-thickness compression properties of z-pinned sandwich composites. Compos Part A Appl Sci Manuf 42:1673–1680. https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2011.07.020

Nanayakkara AM, Feih S, Mouritz AP (2013) Improving the fracture resistance of sandwich composite T-joints by z-pinning. Compos Struct 96:207–215. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2012.09.029

Narayanan N, Ramamurthy K (2000) Structure and properties of aerated concrete: A review. Cem Concr Compos 22:321–329. https://doi.org/10.1016/S0958-9465(00)00016-0

Nodehi M (2022) Epoxy, polyester and vinyl ester based polymer concrete: a review. Innov Infrastruct Solut 7:1–24. https://doi.org/10.1007/s41062-021-00661-3

Onur Pehlivanlı Z, Uzun İ (2022) Effect of polypropylene fiber length on mechanical and thermal properties of autoclaved aerated concrete. Constr Build Mater 322:126506. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.126506

Patil A, Patel A, Purohit R (2017) An overview of Polymeric Materials for Automotive Applications. Mater Today Proc 4:3807–3815. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.02.278

Pehlivanli ZO, Uzun I, Demir I (2015) Mechanical and microstructural features of autoclaved aerated concrete reinforced with autoclaved polypropylene, carbon, basalt and glass fiber. Constr Build Mater 96:428–433. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.08.104

Philips DS, Nair AB (2023) Unsaturated polyester resins and their classification. In:

Applications of Unsaturated Polyester Resins. Elsevier, pp 17–24

Qu ML, Tian SQ, Fan LW, et al (2020) An experimental investigation and fractal modeling on the effective thermal conductivity of novel autoclaved aerated concrete (AAC)-based composites with silica aerogels (SA). Appl Therm Eng 179:115770. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.115770

Qu X, Zhao X (2017) Previous and present investigations on the components, microstructure and main properties of autoclaved aerated concrete – A review. Constr Build Mater 135:505–516. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.12.208

Raeisi S, Kadkhodapour J, Tovar A (2019) Mechanical properties and energy absorbing capabilities of Z-pinned aluminum foam sandwich. Compos Struct 214:34–46. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2019.01.095

Rafiza AR, Fazlizan A, Thongtha A, et al (2022) The Physical and Mechanical Properties of Autoclaved Aerated Concrete (AAC) with Recycled AAC as a Partial Replacement for Sand. Buildings 12:60. https://doi.org/10.3390/buildings12010060

Ramesh Kumar GB, Rishab Narayanan V (2020) A review on polymer impregnated concrete using steel wire mesh. Mater Today Proc 33:338–344. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.04.118

Rice MC, Fleischer CA, Zupan M (2006) Study on the collapse of pin-reinforced foam sandwich panel cores. Exp Mech 46:197–204. https://doi.org/10.1007/s11340-006-7103-3

Sarde B, Patil YD (2019) Recent research status on polymer composite used in concrete-An overview. Mater Today Proc 18:3780–3790. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.07.316

Sedaghat A, Soleimani SM, Al-Khiami MI, et al (2023) Development of a Novel Low-Energy Building: Effects of Room Orientation and Wall Materials. Key Eng Mater 945:101–108. https://doi.org/10.4028/p-26jy0u

Selver E, Kaya G, Dalfi H (2021) Experimental and theoretical study of sandwich composites with Z-pins under quasi-static compression loading. Adv Struct Eng 24:2720–2734. https://doi.org/10.1177/13694332211007399

Shi L, Liu J, Liu J (2012) Effect of polymer coating on the properties of surface layer concrete. Procedia Eng 27:291–300. https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.12.455

Shir Mohammadi M, Nairn JA (2017) Balsa sandwich composite fracture study: Comparison of laminated to solid balsa core materials and debonding from thick balsa core materials. Compos Part B Eng 122:165–172. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2017.04.018

Spadea S, Orr J, Nanni A, Yang Y (2017) Wound FRP Shear Reinforcement for Concrete

Structures. J Compos Constr 21:. https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000807

Steeves CA, Fleck NA (2006) In-plane properties of composite laminates with through-thickness pin reinforcement. Int J Solids Struct 43:3197–3212. https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2005.05.017

Stratford T, Burgoyne C (2003) Shear Analysis of Concrete with Brittle Reinforcement. J Compos Constr 7:323–330. https://doi.org/10.1061/(asce)1090-0268(2003)7:4(323)

Tatar J, Brenkus NR, Subhash G, et al (2018) Characterization of adhesive interphase between epoxy and cement paste via Raman spectroscopy and mercury intrusion porosimetry. Cem Concr Compos 88:187–199. https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2018.01.012

Tatar J, Taylor CR, Hamilton HR (2019) A multiscale micromechanical model of adhesive interphase between cement paste and epoxy supported by nanomechanical evidence. Compos Part B Eng 172:679–689. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2019.05.038

Teng JG, Yuan H, Chen JF (2006) FRP-to-concrete interfaces between two adjacent cracks: Theoretical model for debonding failure. Int J Solids Struct 43:5750–5778. https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2005.07.023

Thomason JL (2006) Structure-property relationships in glass-reinforced polyamide, part 1: The effects of fiber content. Polym Compos 27:552–562. https://doi.org/10.1002/pc.20226

Thongtha A, Maneewan S, Punlek C, Ungkoon Y (2014) Investigation of the compressive strength, time lags and decrement factors of AAC-lightweight concrete containing sugar sediment waste. Energy Build 84:516–525. https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.08.026

Tureyen AK, Frosch RJ (2002) Shear tests of FRP-reinforced concrete beams without stirrups. ACI Struct J 99:427–434. https://doi.org/10.14359/12111

Uddin N, Fouad F, Vaidya UK, et al (2006) Structural Characterization of Hybrid Fiber Reinforced Polymer (FRP)-Autoclave Aerated Concrete (AAC) Panels. J Reinf Plast Compos 25:981–999. https://doi.org/10.1177/0731684406065090

Ullrich A, Garbev K, Bergfeldt B (2021) In situ x-ray diffraction at high temperatures: Formation of ca2sio4 and ternesite in recycled autoclaved aerated concrete. Minerals 11:. https://doi.org/10.3390/min11080789

Vijaya Ramnath B, Alagarraja K, Elanchezhian C (2019) Review on sandwich composite and their applications. Mater Today Proc 16:859–864. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.05.169

Virakthi A, Kwon S, Lee SW (2018) A viable model for out-of-plane compressive and shear properties of Z-pin reinforced composite sandwich panels. J Compos Mater 52:3961–3972. https://doi.org/10.1177/0021998318772159

Walczak P, Szymański P, Różycka A (2015) Autoclaved Aerated Concrete based on Fly Ash in Density 350kg/m3 as an Environmentally Friendly Material for Energy - Efficient Constructions. Procedia Eng 122:39–46. https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.10.005

Wang Q, Chen Y, Li F, et al (2006) Microstructure and properties of silty siliceous crushed stone-lime aerated concrete. J Wuhan Univ Technol Mater Sci Ed 21:17–20. https://doi.org/10.1007/BF02840830

Wang S, Peng J, Kang S-B (2019) Evaluation of compressive arch action of reinforced concrete beams and development of design method. Eng Struct 191:479–492. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.04.083

Win M, Mak T, Lees JM (2023) Arch action in reinforced concrete subjected to shear. Eng Struct 274:115096. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2022.115096

Wisnom MR, Hallett SR (2009) The role of delamination in strength, failure mechanism and hole size effect in open hole tensile tests on quasi-isotropic laminates. Compos Part A Appl Sci Manuf 40:335–342. https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2008.12.013

Wu Y-F, Huang Y (2008) Hybrid Bonding of FRP to Reinforced Concrete Structures. J Compos Constr 12:266–273. https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2008)12:3(266)

Xia F, Yu TX, Durandet Y, Ruan D (2021) Triangular corrugated sandwich panels under longitudinal bending. Thin-Walled Struct 169:108359. https://doi.org/10.1016/j.tws.2021.108359

Xu C, Nehdi ML, Wang K, Guo Y (2021) Experimental study on seismic behavior of novel AAC prefabricated panel walls. J Build Eng 44:103390. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2021.103390

Xu L, Lee LJ (2004) Effect of nanoclay on shrinkage control of low profile unsaturated polyester (UP) resin cured at room temperature. Polymer (Guildf) 45:7325–7334. https://doi.org/10.1016/j.polymer.2004.08.051

Xu R, He T, Da Y, et al (2019) Utilizing wood fiber produced with wood waste to reinforce autoclaved aerated concrete. Constr Build Mater 208:242–249. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.03.030

Yalkin HE, Icten BM, Alpyildiz T (2015) Enhanced mechanical performance of foam core sandwich composites with through the thickness reinforced core. Compos Part B Eng 79:383–391. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2015.04.055

Yang K-H, Lee K-H (2015) Tests on high-performance aerated concrete with a lower density. Constr Build Mater 74:109–117. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.10.030

Yang T, Zhu D, Guo S, et al (2023) Flexural behaviors of sandwich panels with AR-glass textile

reinforced concrete under low-velocity impact. J Build Eng 69:106238. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2023.106238

Yao J, Teng JG (2007) Plate end debonding in FRP-plated RC beams-I: Experiments. Eng Struct 29:2457–2471. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2006.11.022

You N, Shi J, Zhang Y (2020) Corrosion behaviour of low-carbon steel reinforcement in alkali-activated slag-steel slag and Portland cement-based mortars under simulated marine environment. Corros Sci 175:108874. https://doi.org/10.1016/j.corsci.2020.108874

Yuan C, Chen W, Pham TM, et al (2020) New epoxy anchor for better bonding between FRP sheets and concrete. Constr Build Mater 248:118628. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.118628

Yusrianto E, Marsi N, Kassim N, et al (2022) Acoustic Properties of Autoclaved Aerated Concrete (AAC) Based On Gypsum-Ceramic Waste (GCW). Int J Integr Eng 14:67–76. https://doi.org/10.30880/ijie.2022.14.08.009

Zhao W, Guo Q (2018) Experimental study on impact and post-impact behavior of steel-concrete composite panels. Thin-Walled Struct 130:405–413. https://doi.org/10.1016/j.tws.2018.06.012

Zheng Y, Xiao J, Duan M, Li Y (2014) Experimental study of partially-cured Z-pins reinforced foam core composites: K-Cor sandwich structures. Chinese J Aeronaut 27:153–159. https://doi.org/10.1016/j.cja.2013.07.016

Zhou H, Gao WY, Biscaia HC, et al (2022) Debonding analysis of FRP-to-concrete interfaces between two adjacent cracks in plated beams under temperature variations. Eng Fract Mech 263:108307. https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2022.108307

Zuoguang Z, Jijun H, Min L, et al (2009) Mechanical performance of X-truss/foam sandwich construction. J Reinf Plast Compos 28:2631–2643. https://doi.org/10.1177/0731684408093319