

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PAMPA

MATHEUS MACHADO COSTA

**ANÁLISE DO COMPORTAMENTO À FRATURA DE ELEMENTOS DE CONCRETO
ARMADO UTILIZANDO O LDEM-DYNA**

**Alegrete
2024**

MATHEUS MACHADO COSTA

**ANÁLISE DO COMPORTAMENTO À FRATURA DE ELEMENTOS DE CONCRETO
ARMADO UTILIZANDO O LDEM-DYNA**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação *Stricto Sensu* em Engenharia da Universidade Federal do Pampa, como requisito parcial para obtenção do Título de **Mestre em Engenharia**, na área de concentração de Materiais e Estruturas.

Orientador: Dr. Ederli Marangon

Coorientador: Dr. Leandro Ferreira Friedrich

**Alegrete
2024**

Ficha catalográfica elaborada automaticamente com os dados fornecidos
pelo(a) autor(a) através do Módulo de Biblioteca do
Sistema GURI (Gestão Unificada de Recursos Institucionais) .

C837a Costa, Matheus Machado

Análise do comportamento à fratura de elementos de concreto armado utilizando o LDEM-DYNA / Matheus Machado Costa.

101 p.

Dissertação(Mestrado)-- Universidade Federal do Pampa,
MESTRADO EM ENGENHARIA, 2024.

"Orientação: Ederli Marangon".

1. concreto armado. 2. aderência. 3. ANSYS LS-DYNA. 4. LDEM-DYNA. I. Título.

MATHEUS MACHADO COSTA**ANÁLISE DO COMPORTAMENTO A FRATURA DE ELEMENTOS DE CONCRETO ARMADO
UTILIZANDO O LDEM-DYNA**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação *Stricto Sensu* em Engenharia da Universidade Federal do Pampa, como requisito parcial para obtenção do Título de **Mestre em Engenharia**, na área de concentração de Materiais e Estruturas.

Dissertação defendida e aprovada em: 12/12/2023.

Banca examinadora:

Prof. Dr. Ederli Marangon

Orientador

Unipampa

Prof. Dr. Leandro Ferreira Friedrich

Coorientador

Unipampa

Prof. Dr. Vicente Bergamini Puglia

Unipampa

Prof. Dr. Deane de Mesquita Roehl

PUC-RIO



Assinado eletronicamente por **EDERLI MARANGON, PROFESSOR DO MAGISTERIO SUPERIOR**, em 12/12/2023, às 14:21, conforme horário oficial de Brasília, de acordo com as normativas legais aplicáveis.



Assinado eletronicamente por **VICENTE BERGAMINI PUGLIA, PROFESSOR DO MAGISTERIO SUPERIOR**, em 12/12/2023, às 14:36, conforme horário oficial de Brasília, de acordo com as normativas legais aplicáveis.



Assinado eletronicamente por **LEANDRO FERREIRA FRIEDRICH, PROFESSOR DO MAGISTERIO SUPERIOR**, em 12/12/2023, às 18:33, conforme horário oficial de Brasília, de acordo com as normativas legais aplicáveis.



Assinado eletronicamente por **Deane de Mesquita Roehl, Usuário Externo**, em 15/12/2023, às 10:11, conforme horário oficial de Brasília, de acordo com as normativas legais aplicáveis.



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.unipampa.edu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **1310830** e o código CRC **6F0AB7B6**.

Dedico este trabalho à minha família, que sempre me apoiou na busca dos meus objetivos.

AGRADECIMENTO

Agradeço à minha família pelo apoio ao longo de toda a minha trajetória acadêmica. Principalmente, ao meu pai, Paulo e à minha mãe, Nara, por me estimular incondicionalmente a seguir os meus sonhos e superarem todas as dificuldades ao meu lado.

Ao meu irmão, Alexandre, e minha cunhada, Jocieli, por sempre me incentivarem. Às minhas sobrinhas, Sophia e Antonella, por serem uma das minhas fontes de energia.

Todos vocês são o meu combustível para sempre ir além e nunca desistir dos meus sonhos, amo vocês.

Aos amigos de Rosário, os feitos na graduação e na pós-graduação pelo incentivo, amizade e companheirismo durante esses anos. Em especial ao Marcelo, à Etienne, ao Tainã, à Letícia, ao Bernardo, à Mayara, ao Rafael, à Gabriela, à Nayra e à Carolina.

Agradeço também à Universidad Nacional del Nordeste - Argentina, ao Laboratório de Mecânica Computacional (LAMEC-IMIT-CONICET) da Faculdade de Engenharia e aos professores do Departamento de Mecânica Aplicada, em especial ao professor Javier L. Mroginski, pela receptividade, oportunidade e troca de conhecimento dados a mim durante a minha estada na Universidade. Também aos amigos conquistados durante o "intercâmbio", sobretudo, à Fernanda, à Fátima, ao Cléber, à Letícia, ao Edgar e ao Otávio.

Ao meu orientador professor Ederli, pela orientação neste trabalho, pelos ensinamentos profissionais e pessoais, e por sempre incentivar o meu interesse pela pesquisa e de seguir na área acadêmica.

Ao meu coorientador professor Leandro, pela orientação neste trabalho, pelo incansável apoio em toda a pesquisa e, principalmente, durante as simulações numéricas.

Aos membros da banca, Deane de Mesquita Roehl e Vicente Bergamini Puglia, pelas valiosas contribuições para o aperfeiçoamento deste trabalho.

À CAPES, pela bolsa que possibilitou a execução da minha pesquisa. Aos integrantes do grupo MAEC pelas contribuições, principalmente o professor Luis Eduardo Kostaski.

Aos demais professores pelos conhecimentos transmitidos a mim durante o mestrado.

A todos o meu mais sincero obrigado!

RESUMO

A existência do concreto armado depende diretamente do comportamento conjunto do concreto e do aço na reação aos esforços, o qual é gerado pela aderência. A propriedade é responsável pela transferência de tensões e, conseqüentemente, a formação de fissuras no material. As fissuras no concreto, por sua vez, funcionam como vias de entrada de agentes externos deletérios, comprometendo a durabilidade dos elementos estruturais e, portanto, devem ser evitadas. Diante disso, destaca-se a importância de estudar a aderência, transferência de tensões e formação de fissuras em elementos produzidos com esse material estrutural. De forma geral, as análises experimentais necessitam de um grande número de ensaios com alto controle das condições de teste. As análises numéricas podem ser aliadas a estes estudos, pois permitem a investigação com menor custo e tempo hábil. Neste contexto, no presente trabalho, elementos de concreto armado são analisados em termos da aderência, transferência de tensões e formação de fissuras utilizando modelos híbridos, no *software ANSYS LS-DYNA*, a partir da combinação do Método dos Elementos Finitos (MEF) com o Método dos Elementos Discretos formados por Barra (LDEM), denominado LDEM-DYNA. Tais modelos são validados utilizando três testes experimentais: ensaio de tirante, arrancamento e cisalhamento de Stuttgart. Os resultados dos modelos numéricos para os tirantes foram satisfatórios com relação à formação e desenvolvimento de fissuras e ao comportamento global (tensão-deformação). No arrancamento, tanto o comportamento global como a configuração de ruptura foram divergentes dos resultados experimentais. No teste de cisalhamento de Stuttgart, os comportamentos globais e os padrões de fratura das vigas tiveram uma boa concordância com o experimental e outros dados numéricos disponíveis na literatura. Portanto, os modelos híbridos apresentam-se como uma ferramenta promissora para análises de elementos em concreto armado.

Palavras-chave: concreto armado; aderência; ANSYS LS-DYNA; LDEM-DYNA.

ABSTRACT

The existence of reinforced concrete depends directly on the joint behaviour of concrete and steel in reaction to stresses, which is generated by adherence. This property is responsible for the transfer of stresses and, consequently, the formation of cracks in the material. Cracks in concrete, in turn, act as entry routes for deleterious external agents, jeopardising the durability of structural elements and should therefore be avoided. This highlights the importance of studying adherence, stress transfer and crack formation in elements made from this structural material. In general, experimental analyses require a large number of tests with high control of the test conditions. Numerical analyses can be allied to these studies, as they allow research to be carried out at lower cost and in less time. In this context, in this work, reinforced concrete elements are analysed in terms of adherence, stress transfer and crack formation using hybrid models, in the ANSYS LS-DYNA software, from the combination of the Finite Element Method (FEM) with the Lattice Discrete Element Method (LDEM), called LDEM-DYNA. These models are validated using three experimental tests: tension stiffening test (tie rods), pull-out test and Stuttgart shear test. The results of the numerical models for the tension stiffening test were satisfactory with regard to the formation and development of cracks and global behaviour (stress-strain). In the pull-out test, both the global behavior and the rupture configuration were divergent from the experimental results. In the Stuttgart shear test, the global behaviour and fracture patterns of the beams were in good agreement with the experimental and other numerical data available in the literature. Therefore, hybrid models are a promising tool for analysing reinforced concrete elements.

Keywords: Reinforced concrete. Adherence. ANSYS LS-DYNA. LDEM-DYNA.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Aderência por atrito: (a) seção transversal e (b) seção longitudinal.	21
Figura 2 – Aderência Mecânica.	21
Figura 3 – Ruptura da aderência por fendilhamento.	22
Figura 4 – Ruptura da aderência por arrancamento.	23
Figura 5 – Fissuração no concreto submetido à tração.	24
Figura 6 – Estabilização das fissuras.	24
Figura 7 – Recomendações para o ensaio de arrancamento de acordo com a RILEM/CEB/FIP RC6 (1983).	25
Figura 8 – Esquema do funcionamento do <i>pull-out test</i>	26
Figura 9 – Configuração do ensaio de tirante e dimensões dos elementos.	27
Figura 10 – Descrição esquemática do comportamento de compósitos submetidos ao ensaio de tirante.	28
Figura 11 – Descrição esquemática do ensaio de cisalhamento de Stuttgart, Diagramas de Esforço Cortante (DEC) e Momento Fletor (DMF).	29
Figura 12 – Ensaio de Stuttgart: (a) trajetória de tensões principais e (b) fissuras verticais (flexão pura) e fissuras inclinadas (flexão simples).	30
Figura 13 – Treliça de Mörsch.	31
Figura 14 – Mecanismos de ruptura observáveis no teste de cisalhamento de Stuttgart.	31
Figura 15 – Vale de falha de cisalhamento de kani.	32
Figura 16 – Discretização de uma estrutura contínua por MEF.	33
Figura 17 – Discretização usando LDEM: (a) módulo cúbico básico e (b) geração do sólido.	34
Figura 18 – Lei constitutiva bilinear.	35
Figura 19 – Campo aleatório: distribuição dos polos no domínio LDEM.	38
Figura 20 – Prisma de concreto empregado por Puglia et al. (2019) na análise do efeito da discretização: (a) Modelo em LDEM e (b) Curvas tensão de tração <i>versus</i> deformação para diferentes L_c	39
Figura 21 – Distribuição do campo aleatório de G_f e configuração de ruptura para diferentes malhas com comprimento de correlação de 0,015m.	40
Figura 22 – Modelo híbrido.	41
Figura 23 – Comparação entre experimental e modelo Misto (LDEM-DYNA).	41
Figura 24 – Discretização do modelo LDEM-DYNA para o ensaio de flexão de três pontos do painel sanduíche.	42
Figura 25 – Curvas de carga x deflexão para o ensaio de flexão em três pontos: (a) experimental e (b) numérica para os três campos aleatórios.	43
Figura 26 – Modo de falha durante a campanha experimental e numérico.	43
Figura 27 – Discretização do modelo LDEM-DYNA para o ensaio de flexão de quatro pontos do painel sanduíche: (a) Modelo A e (b) Modelo B.	44
Figura 28 – Modos de falha registrados pelos modelos (a) A e (b) B.	44
Figura 29 – Fases intermetálicas de um típico revestimento galvanizado.	45
Figura 30 – Modelo híbrido: (a) Geometria e tipos de elementos aplicados a cada material e (b) condições de contorno.	46
Figura 31 – Comparação entre falhas (a) numérica e (b) experimental.	46
Figura 32 – Ensaio de tirante: (a) Representação esquemática e (b) Procedimento.	47

Figura 33 – Curvas de força x deformação para os tirantes, moldados na vertical, com barra de 20mm e 25mm.	48
Figura 34 – Curva típica de força x deformação para os tirantes com barra de 20mm e aplicação de DIC.	49
Figura 35 – Curva típica de força x deformação para tirante com barra de 25mm e aplicação de DIC.	49
Figura 36 – Modelo 3D para a simulação do ensaio de tirante.	50
Figura 37 – Condições de contorno do modelo 3D para o Caso 1.	51
Figura 38 – Curvas de força x deformação das barras de aço de 20mm e 25mm.	52
Figura 39 – Corpos de prova cilíndricos destinados ao ensaio de resistência à compressão axial do concreto.	54
Figura 40 – Ensaio de resistência à compressão.	54
Figura 41 – Moldagem dos corpos de prova destinados ao arrancamento.	55
Figura 42 – Ensaio de Arrancamento: (a) esquema do ensaio e (b) posicionamento do LVDT.	56
Figura 43 – Tipos de elementos utilizados no modelo de arrancamento.	57
Figura 44 – Condições de contorno do modelo de arrancamento.	57
Figura 45 – Curva de tensão x deformação de barras de aço de 16mm.	58
Figura 46 – Representação esquemática dos ensaios de cisalhamento de Stuttgart.	59
Figura 47 – Comportamento de ruptura das vigas ensaiadas por Leonhardt e Walther (1964).	60
Figura 48 – Curvas de carga <i>versus</i> deflexão no meio do vão: (a) Viga 3, (b) Viga 5 e (c) Viga 7.	61
Figura 49 – Modelo 3D para a simulação do ensaio de cisalhamento de Stuttgart.	62
Figura 50 – Condições de contorno do modelo 3D para o ensaio de cisalhamento de Stuttgart.	63
Figura 51 – Curva tensão x deformação que caracteriza o aço empregado no teste de cisalhamento de Stuttgart.	63
Figura 52 – Comparação entre os dados experimentais e os resultados numéricos dos tirantes com barra de aço de 20mm, considerando quatro diferentes campos aleatórios de G_f	66
Figura 53 – Campos aleatórios utilizados nos tirantes de 20mm: (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2, (c) campo aleatório 3 e (d) campo aleatório 4.	66
Figura 54 – Resultados numéricos com distinção dos trechos de acordo com Aveston, Cooper e Kelly (1971).	67
Figura 55 – Comparação dos resultados experimental (CP2) e numérico (Campo aleatório 1) para o vergalhão de 20mm em termos da relação força x deformação.	69
Figura 56 – Comparação entre os padrões de fratura obtidas por Jucá (2020) com o uso do DIC e as obtidas pelo LDEM-DYNA.	70
Figura 57 – Evolução do dano na análise numérica com imagens 3D.	71
Figura 58 – Comparação entre os dados experimentais e os resultados numéricos dos tirantes com barra de aço de 25mm, considerando quatro diferentes campos aleatórios de G_f	72
Figura 59 – Campos aleatórios utilizados no modelo 3D de tirantes de 25mm: (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2, (c) campo aleatório 3 e (d) campo aleatório 4.	72

Figura 60 – Comparação dos resultados experimental (CP4) e numérico (Campo aleatório 3) para barra de 25mm em termos da relação força x deformação.	74
Figura 61 – Comparação entre os padrões de fratura obtidas por Jucá (2020) com o uso do DIC e as obtidas pelo LDEM-DYNA.	75
Figura 62 – Mapa de fissuras: (a) Experimental tirante de 20mm, (b) Numérica tirante de 20mm, (c) Experimental tirante de 25 mm e (d) Numérica tirante de 25 mm.	76
Figura 63 – Resultados do ensaio de arrancamento.	77
Figura 64 – Ruptura da aderência dos corpos de prova.	78
Figura 65 – Ensaio de arrancamento sem ajuste: (a) Comparação do comportamento global em termos da relação força de arrancamento-deslizamento, (b) Configuração de ruptura do modelo numérico via LDEM-DYNA e (c) Campo aleatório de energia de fratura utilizado.	79
Figura 66 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da relação carga <i>versus</i> deflexão no meio do vão para a Viga 3 de Leonhardt e Walther (1964).	80
Figura 67 – Campos aleatórios utilizados na simulação da Viga 3 de Leonhardt e Walther (1964): (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.	81
Figura 68 – Comparação entre as configurações de ruptura da Viga 3: (a) experimental obtida por Leonhardt e Walther (1964), e numérica com o (b) campo aleatório 1, (c) campo aleatório 2 e (d) campo aleatório 3.	82
Figura 69 – Padrões de ruptura em três dimensões da Viga 3 obtidos numericamente com o: (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.	83
Figura 70 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da relação carga <i>versus</i> deflexão no meio do vão para a Viga 5 de Leonhardt e Walther (1964).	83
Figura 71 – Campos aleatórios utilizados na simulação da Viga 5 de Leonhardt e Walther (1964): (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.	84
Figura 72 – Comparação entre as configurações de ruptura da Viga 5: (a) experimental obtida por Leonhardt e Walther (1964), e numérica com o (b) campo aleatório 1, (c) campo aleatório 2 e (d) campo aleatório 3.	85
Figura 73 – Padrões de ruptura em três dimensões da Viga 5 obtidos numericamente com o: (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.	86
Figura 74 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da relação carga <i>versus</i> deflexão no meio do vão para a Viga 7 de Leonhardt e Walther (1964).	87
Figura 75 – Campos aleatórios utilizados na simulação da Viga 7 de Leonhardt e Walther (1964): (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.	87
Figura 76 – Comparação entre as rupturas da Viga 7: (a) experimental obtida por Leonhardt e Walther (1964), (b) numérica com campo aleatório 1, (c) numérica com campo aleatório 2 e (d) numérica com campo aleatório 3.	89

Figura 77 – Padrões de ruptura em três dimensões da Viga 7 obtidos numericamente com o: (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.	89
Figura 78 – Comparação entre as curvas experimentais e numéricas das vigas analisadas.	90
Figura 79 – Campos aleatórios utilizados na simulação da Viga 10 de Leonhardt e Walther (1964): (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.	91
Figura 80 – Comparação entre as configurações de ruptura da Viga 10: (a) experimental obtida por Leonhardt e Walther (1964), e numéricos com o (b) campo aleatório 1, (c) campo aleatório 2 e (d) campo aleatório 3.	92
Figura 81 – Padrões de ruptura em três dimensões da Viga 10 obtidos numericamente com o: (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.	93

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Dados dos ensaios do comportamento à compressão axial.	50
Tabela 2 – Módulo de elasticidade, tensão de escoamento e tensão máxima das barras de aço.	51
Tabela 3 – Propriedades mecânicas e parâmetros de entrada do LDEM.	53
Tabela 4 – Composição do concreto de Vale Silva (2010).	53
Tabela 5 – Propriedades mecânicas e parâmetros de entrada.	59
Tabela 6 – Teste de cisalhamento de Stuttgart - Dimensões experimentais. . .	60
Tabela 7 – Propriedades mecânicas e parâmetros de entrada do LDEM.	64
Tabela 8 – Erros relativos de força e deformação entre os dados experimentais e numéricos para os tirante de 20mm.	68
Tabela 9 – Erros relativos de força e deformação entre os dados experimentais e numéricos para os tirante de 25mm.	73
Tabela 10 – Resultados de resistência à compressão.	77
Tabela 11 – Resultados da força de arrancamento máximo e deslizamentos no pico para o ensaio de arrancamento.	78
Tabela 12 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da carga máxima para a Viga 3.	81
Tabela 13 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da carga máxima para a Viga 5.	84
Tabela 14 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da carga máxima para a Viga 7.	88
Tabela 15 – Comparação dos resultados experimentais e numéricos em termos da carga máxima para as Viga 3, 5 e 7.	90
Tabela 16 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da carga máxima para a Viga 10.	91

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANSYS - *Analysis Systems Incorporated*

CAA - Concreto Autoadensável

CC - Concreto Convencional

CV - Coeficiente de Variação

CZM - Modelo de Zonas Coesivas

DIC - Correlação Digital de Imagem

ITZ - Zona de Transição Interfacial

LDEM - Métodos dos elementos discretos formados por barras

LEMAC - Laboratório de Estruturas e Materiais de Construção

LOM - Microscopia Óptica de Luz

LVDT - Transdutor de deslocamento variável linear

MEF - Método dos Elementos Finitos

XFEM - Método dos Elementos Finitos Estendidos

LISTA DE SÍMBOLOS

- ϕ – Diâmetro da barra de aço
- L_n – Comprimento das barras normais
- L_d – Comprimento das barras diagonais
- L_c – Comprimento do módulo cúbico
- L_{cx} – Comprimento de correlação em x
- L_{cy} – Comprimento de correlação em y
- L_{cz} – Comprimento de correlação em z
- E – Módulo de elasticidade
- A_i – Seção transversal da barra
- ν – Coeficiente de Poisson
- ϵ_u – Deformação máxima
- A_i^* – Área de fratura do i-ésimo elemento
- G_f – Energia de fratura
- L_i – Comprimento da barra
- ϵ_p – Deformação crítica
- d_{eq} – Comprimento equivalente do material
- s – Número de fragilidade de tensão
- σ_p – Resistência à tração do material
- R_e – Tamanho característico da estrutura
- K_c – Fator intensidade de tensão
- d_{max} – Diâmetro máximo do agregado graúdo
- f_{cm} – Resistência à compressão média
- d – Distância da fibra de compressão mais superior ao centro da armadura de tração
- a_v – Vão de cisalhamento

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	17
1.1	OBJETIVOS	18
1.1.1	Objetivo Geral	18
1.1.2	Objetivos específicos	18
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	20
2.1	MATERIAIS COMPÓSITOS	20
2.2	ADERÊNCIA	20
2.2.1	Aderência por adesão	20
2.2.2	Aderência por atrito	21
2.2.3	Aderência mecânica	21
2.2.4	Fatores que influenciam a aderência	22
2.2.5	Mecanismos de ruptura	22
2.3	TRANSFERÊNCIA DE TENSÕES E FORMAÇÃO DE FISSURAS	23
2.4	ENSAIO DE ARRANCAMENTO	25
2.5	ENSAIO DE TIRANTE	26
2.6	ENSAIO DE CISALHAMENTO DE STUTTGART	28
2.6.1	Treliça de Mörsch	30
2.6.2	Rupturas	31
2.7	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	32
2.8	MÉTODO DOS ELEMENTOS DISCRETOS FORMADOS POR BARRAS	33
2.9	IMPLEMENTAÇÃO DO LDEM NO ANSYS LS-DYNA	37
2.9.1	LDEM-DYNA	37
2.9.2	Estudos correlatos	40
3	MATERIAIS E MÉTODOS	47
3.1	ESTUDO DE CASO 1: ENSAIO DE TIRANTE	47
3.1.1	Descrição da campanha experimental	47
3.1.2	Descrição do modelo numérico	50
3.1.2.1	Tipos de elementos, discretização e condições de contorno	50
3.1.2.2	Leis constitutivas	51
3.2	ESTUDO DE CASO 2: ENSAIO DE ARRANCAMENTO	53
3.2.1	Descrição da campanha experimental	53
3.2.1.1	Composição do concreto e resistência à compressão	53
3.2.1.2	Geometria e configuração do ensaio de arrancamento	55
3.2.2	Descrição do modelo numérico	56
3.2.2.1	Tipos de elementos, condições de contorno e discretização	56
3.2.2.2	Leis constitutivas	57
3.3	ESTUDO DE CASO 3: ENSAIO DE CISALHAMENTO DE STUTTGART	59
3.3.1	Descrição da campanha experimental	59
3.3.2	Descrição do modelo numérico	62
3.3.2.1	Tipos de elementos, discretização e condições de contorno	62
3.3.2.2	Leis constitutivas	63
4	ANÁLISE DOS RESULTADOS	65
4.1	ESTUDO DE CASO 1: ENSAIO DE TIRANTE	65

4.1.1	Resultados numéricos: tirante com barra de 20mm	65
4.1.2	Resultados numéricos: tirante com barra de 25mm	71
4.2	ESTUDO DE CASO 2: ENSAIO DE ARRANCAMENTO	76
4.2.1	Resultados Experimentais	76
4.2.1.1	Resistência à compressão	76
4.2.1.2	Ensaio de arrancamento	77
4.2.2	Resultados numéricos	78
4.3	ESTUDO DE CASO 3: ENSAIO DE CISALHAMENTO DE STUTTGART80	
4.3.1	Vigas 3, 5 e 7 - Falha por cisalhamento	80
4.3.2	Viga 10 - Falha por flexão	91
5	CONCLUSÕES	94
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	95
	REFERÊNCIAS	96

1 INTRODUÇÃO

O concreto é um material estrutural amplamente empregado na construção civil, em virtude de utilizar materiais de custo reduzido de produção, consumo energético e emissão de gases de efeito estufa, e além disso, facilmente encontrados no mercado. Pode-se destacar também que os métodos de produção do compósito são simples e não necessitam de mão de obra qualificada. A mistura pode ser moldada nas mais diversas formas desejadas.

O compósito cimentício apresenta boa resistência à compressão, no entanto, possui comportamento frágil e baixa resistência à tração. Dessa forma, barras de aço podem ser inseridas, e convenientemente dispostas, nos locais onde ocorrem os fluxos de tração (YOO et al., 2017). Tal abordagem permite contornar as limitações de fragilidade e resistência do material quando submetido a tensões de tração. Ao associar barras de aço ao concreto, obtém-se o chamado concreto armado.

Com o objetivo de obter maior fluidez e homogeneidade, bem como aumentar a resistência e durabilidade de concretos convencionais (CC), há uma nova classe de concretos, denominada de concretos autoadensáveis (CAA). Em suma, a mistura possui capacidade de fluir apenas sob efeito do seu peso próprio, não necessitando de vibração. Conseqüentemente, o concreto autoadensável possui a capacidade de preencher todos os espaços da forma, sem ocorrer a segregação, independente se passar ou não por obstáculos (EFNARC, 2002). A partir do uso de CAA é possível melhorar o envolvimento de reforços (como as barra de aço), beneficiando a aderência entre o reforço e o concreto.

A existência do concreto armado, e o bom desempenho do mesmo, depende do trabalho conjunto da barra de aço e do concreto na reação aos esforços, o qual é diretamente ligado à aderência. A aderência é responsável pela transferência de tensões e compatibilidade de deformações entre os dois materiais.

A ligação interfacial pode ser analisada experimentalmente, por exemplo, pelo ensaio de arrancamento ou de tirante. Ambos consistem em solicitar à tração uma barra de aço embebida em um prisma de concreto à base de cimento Portland. O ensaio de arrancamento proporciona o estudo da aderência e o ensaio de tirante, além desse estudo, possibilita observar os mecanismos de transferência de tensões e formação de fissuras que ocorrem na estrutura.

As estruturas de concreto armado apresentam diversos tipos de falhas, como fissuras transversais geradas por tração, fendilhamento, ruptura da aderência, estrição da barra de aço, que podem ser encontradas nos ensaios de tirante e *pull-out test*. Mas também rupturas por flexão e cisalhamento que conseguem ser vistas pelo ensaio de cisalhamento de Stuttgart, que é similar ao ensaio de flexão em quatro pontos.

Segundo Congro, Roehl e Mejia (2020), a transferência de tensões entre a

matriz e os reforços é de suma importância para determinação do comportamento global do material heterogêneo. Devido à complexidade no entendimento da aderência e do mecanismo de transferência de tensões, uma grande quantidade de ensaios com alto controle das condições de teste são necessários, o que justifica os poucos estudos disponíveis na literatura. Assim, as abordagens numéricas têm se apresentado como uma alternativa, contribuindo no estudo do concreto armado. Além disso, as ferramentas numéricas, em geral, são menos custosas em termos de tempo e estruturas de laboratórios envolvidas.

O presente trabalho visa investigar numericamente a aderência, o mecanismo de transferência de tensões e a formação de fissuras no concreto com a aplicação de modelos híbridos 3D, desenvolvidos no ambiente ANSYS LS-DYNA. Essa hibridização do Método dos Elementos Finitos (MEF) e do Método dos Elementos Discretos formados por barras (do inglês *Lattice Discrete Element Method* - LDEM) é denominada de LDEM-DYNA. Mais precisamente, o concreto é modelado usando elementos discretos, permitindo capturar a nucleação e propagação estável de fissuras, enquanto a barra de aço é modelada usando elementos finitos.

Três campanhas experimentais foram examinadas neste trabalho. A primeira, trata do estudo de tirantes desenvolvido por Jucá (2020), o qual empregou barras de aço de 20 e 25mm, embebidas em concreto autoadensável. A segunda, trata-se de uma campanha própria do arrancamento de barras de aço de 16mm embebidas em concreto convencional. A terceira aborda o ensaio de cisalhamento de Stuttgart desenvolvido por Leonhardt e Walther (1964), aplicado em vigas de diversos comprimentos. Todavia, com a mesma seção transversal e taxa de armadura. Para cada campanha experimental, os resultados dos modelos híbridos desenvolvidos são comparados com os dados experimentais da formação e desenvolvimento de fissuras no concreto. Além disso, os resultados em termos do comportamento global das amostras, ou seja, carga-deformação/deslizamento/deflexão são comparados com aqueles obtidos em laboratório.

1.1 OBJETIVOS

1.1.1 Objetivo Geral

Investigar, a partir de simulações numéricas, a aderência, o mecanismo de transferência de tensões e formação de fissuras em concreto de cimento Portland reforçado por barras de aço.

1.1.2 Objetivos específicos

Para atingir o objetivo geral, foram definidos os seguintes objetivos específicos:

- Realizar campanha experimental do ensaio de arrancamento de barras de aço embebidas em concreto convencional;
- Analisar os comportamentos globais obtidos numericamente com aqueles fornecidos pelas campanhas experimentais disponíveis na literatura e pela realizada no decorrer da pesquisa;
- Investigar o processo de fratura (nucleação e propagação estável de fissuras) registrado pelo LDEM-DYNA e comparar os padrões de fratura final com aqueles fornecidos pela literatura e pela campanha experimental própria.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo contempla a revisão bibliográfica, que visa apresentar conceitos gerais sobre materiais compósitos e aderência. Na sequência, são descritas características dos ensaios experimentais estudados neste trabalho. Ademais, são apresentadas algumas características do MEF e do LDEM, e por fim alguns estudos correlatos da aplicação de modelos híbridos na solução de diferentes problemas.

2.1 MATERIAIS COMPÓSITOS

Os materiais compósitos são multifásicos, em outros termos, formados pela associação de dois ou mais materiais distintos. A combinação proporciona uma melhora das propriedades do material em comparação as fases constituintes. Os compósitos são formados por duas fases: a matriz e a fase dispersa, também chamada de reforço, que pode ser em forma de partículas, fibras, laminados e painéis sanduíche (CALLISTER JR, 2001).

Pode-se citar como exemplos de materiais compósitos, o concreto armado, que é reforçado com barras de aço e o concreto reforçado com fibras (FRC). Segundo Bentur e Mindess (2007), o concreto simples apresenta algumas limitações como comportamento frágil, baixa resistência à tração e baixa capacidade de deformação, a fim de contorná-las são inseridas barras e/ou fibras a matriz cimentícia.

O compósito cimentício pode ser reforçado com reforço primário que são barras longas e alinhadas distribuídas ao longo da estrutura, denominando-se de concreto armado. Mas também, com fibras dispersas que são reforços secundários. O reforço híbrido é a associação de ambos os tipos de reforço.

2.2 ADERÊNCIA

A existência do concreto armado como elemento estrutural está diretamente relacionada ao mecanismo de aderência, pois é a aderência aço-concreto que garante o comportamento unitário aos materiais. A aderência é composta por três parcelas: aderência por adesão, aderência por atrito e aderência mecânica (FUSCO, 1995).

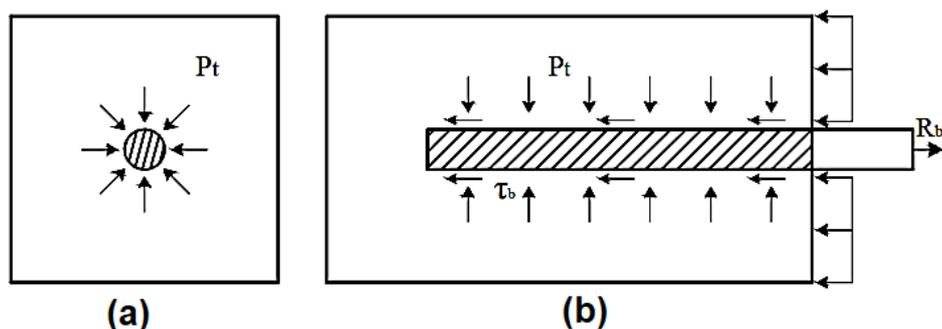
2.2.1 Aderência por adesão

A aderência por adesão é gerada pelas ligações físico-químicas presentes na interface entre os materiais, ou seja, uma ação de colagem. No entanto, pequenos deslocamentos destroem a ligação (FUSCO, 1995; LEONHARDT; MÖNNIG, 2008).

2.2.2 Aderência por atrito

Segundo Leonhardt e Mönning (2008), após rompida a adesão, surge uma aderência por atrito oriunda da resistência de atrito entre o aço e o concreto. Entretanto, precisa existir pressões transversais nas armaduras, representado por P_t na Figura 1.

Figura 1 – Aderência por atrito: (a) seção transversal e (b) seção longitudinal.



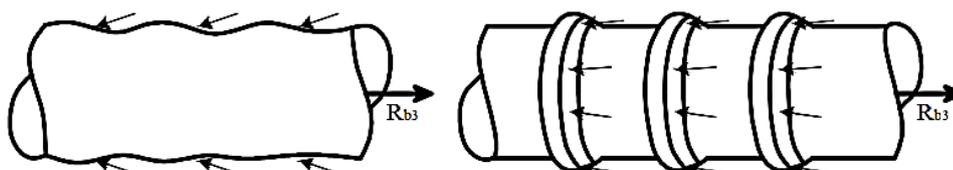
Fonte: Fusco (1995).

As forças de atrito são dependentes do coeficiente de atrito entre os materiais, o qual é determinado pela rugosidade da superfície da barra. Além disso, ao aumentar a compressão transversal aplicada à barra, provoca-se o acréscimo de aderência por atrito (FUSCO, 1995).

2.2.3 Aderência mecânica

A aderência mecânica é gerada pelo engrenamento mecânico entre a superfície do aço e do concreto. O concreto, próximo às saliências da barra, é solicitado ao corte antes de ser possível o deslizamento do aço. A resistência gerada pelo mecanismo citado é o tipo de ligação mais efetiva e confiável, e é necessária para obter o melhor aproveitamento das barras de aço. As barras nervuradas apresentam saliências, conforme a Figura 2, que propiciam a aderência mecânica. No caso das barras lisas, as irregularidades superficiais são oriundas do processo de laminação, ou até mesmo do processo de oxidação do material (FUSCO, 1995; LEONHARDT; MÖNNIG, 2008).

Figura 2 – Aderência Mecânica.



Fonte: Fusco (1995).

2.2.4 Fatores que influenciam a aderência

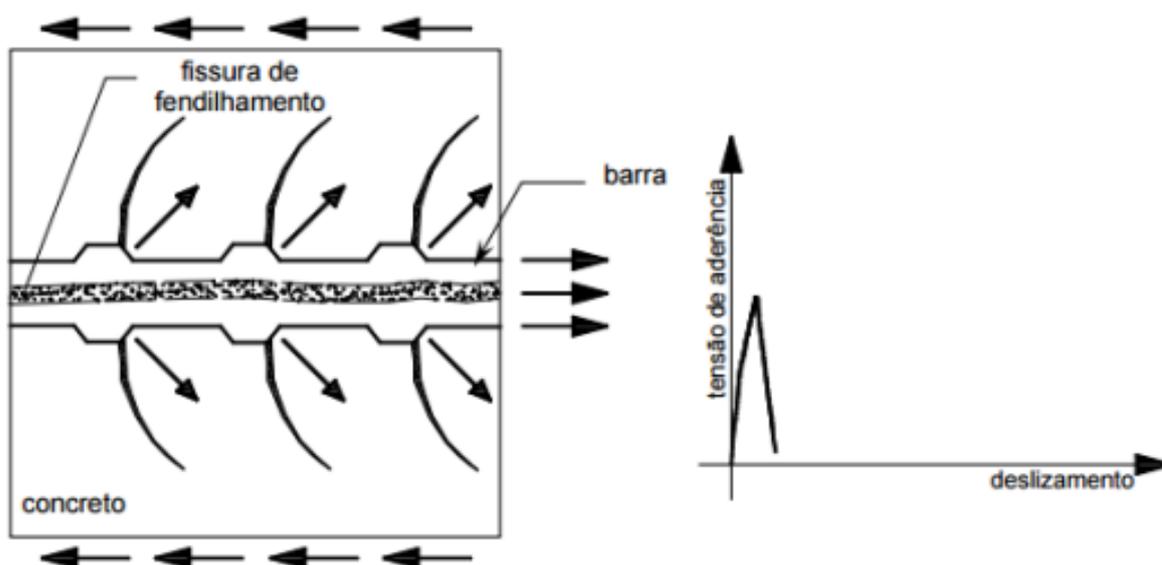
A tensão de aderência é uma maneira de quantificar o mecanismo, a qual é determinada pela relação entre a força aplicada na armadura e a área em contato entre os materiais. A tensão pode ser influenciada por diversos fatores físicos e mecânicos. Os principais fatores são propriedades do concreto no estado fresco e endurecido, características físicas e geométricas da barra, posição da barra na concretagem, arranjo das barras, comprimento de ancoragem, entre outros (BARBOZA, 2018).

2.2.5 Mecanismos de ruptura

Apesar de existir diversos modos de ruptura para perda de aderência, os que mais se destacam são o fendilhamento e o arrancamento, mas também pode ocorrer a ruptura do aço. Podendo ser resumidas como (ALMEIDA FILHO, 2006):

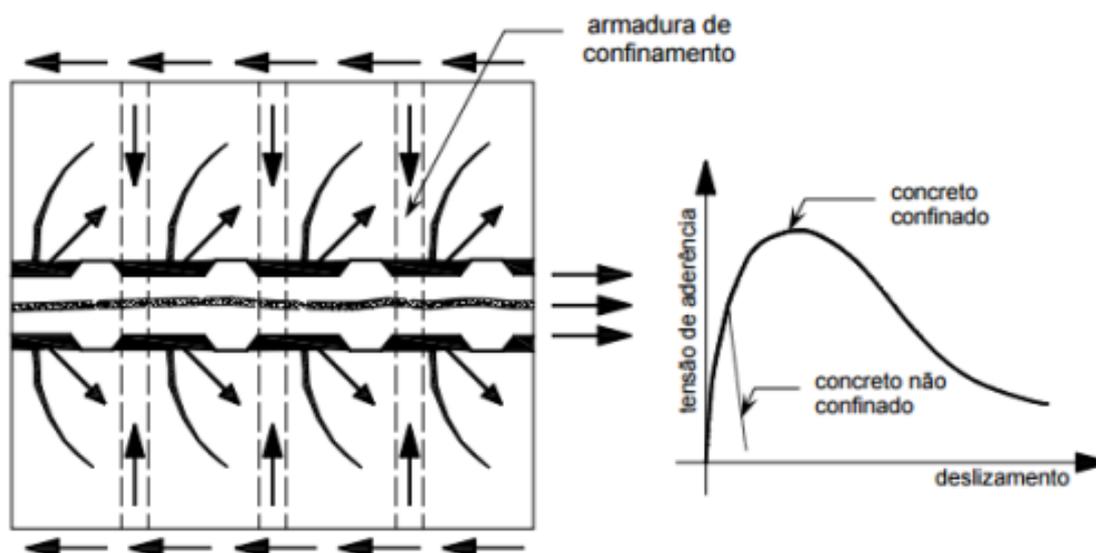
- Fendilhamento: consiste na ruptura do concreto adjacente à barra, devido às tensões atuantes superarem a capacidade resistente do elemento. Com isso, gerando uma fissuração intensa na direção transversal e longitudinal. A ruptura apresenta um comportamento frágil, como visto na Figura 3.
- Arrancamento: baseia-se no escorregamento da barra em relação ao elemento cimentício, em virtude do concreto adjacente à barra fornecer um confinamento suficiente para prevenir o fendilhamento. Portanto, apresentando uma ruptura dúctil, como pode ser visualizado na Figura 4.

Figura 3 – Ruptura da aderência por fendilhamento.



Fonte: Fusco (1995) e Barboza (2018).

Figura 4 – Ruptura da aderência por arrancamento.



Fonte: Fusco (1995) e Barboza (2018).

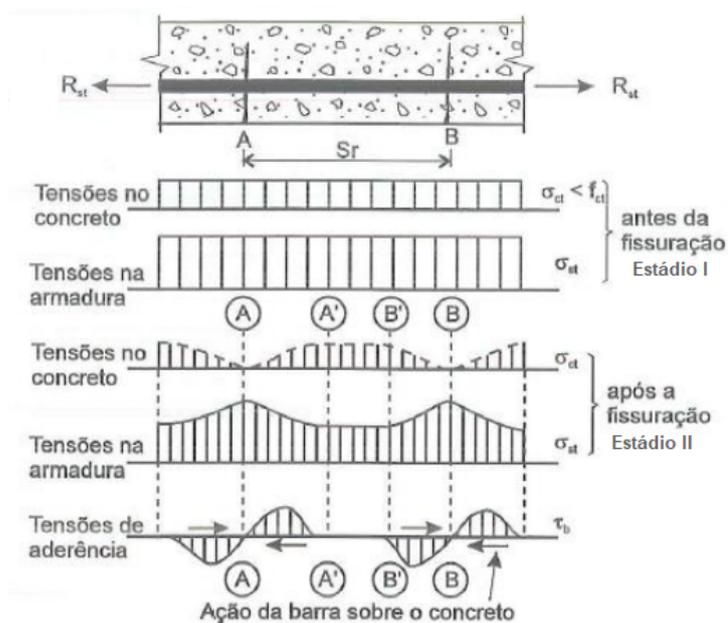
Além dessas, pode ocorrer a ruptura do aço, ou seja, escoamento da barra de aço. Portanto, a aderência entre o concreto e a barra excedem o limite do escoamento do aço (ALMEIDA FILHO, 2006).

2.3 TRANSFERÊNCIA DE TENSÕES E FORMAÇÃO DE FISSURAS

Primeiramente, quando as solicitações não são suficientes para atingir a tensão de ruptura do concreto à tração (f_{ct}), ou seja, $\sigma_{ct} < f_{ct}$, classifica-se que o concreto está no estágio I, como pode ser visto na Figura 5 (FUSCO, 1995).

Aumentado-se as solicitações, ao atingir a tensão de ruptura do concreto à tração, inicia-se o surgimento das fissuras, denominado estágio II, como mostrado na Figura 5. Nas seções A e B desta figura, a tensão no concreto à tração (σ_{ct}) atinge a f_{ct} , por isso a tensão no concreto se anula e a solicitação que estava presente é absorvida pela armadura. Convém lembrar que essa transferência somente é possível devido à aderência existente entre o concreto e o aço (FUSCO, 1995).

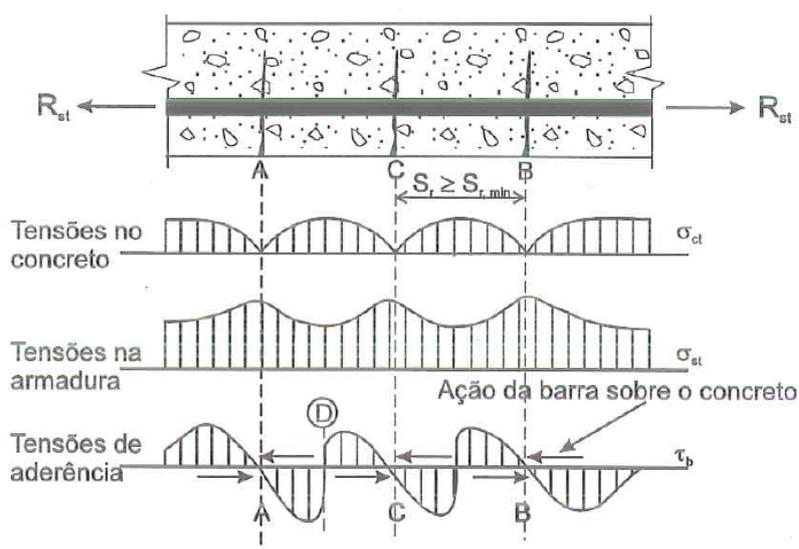
Figura 5 – Fissuração no concreto submetido à tração.



Fonte: Fusco (1995).

Na Figura 5 considerou-se somente duas fissuras. Entre as fissuras, as tensões de aderência são solicitadas apenas nos trechos AA' e B'B. Ao elevar ainda mais a sollicitação, a σ_{ct} no intervalo A'B' pode-se igualar a f_{ct} , o que geraria outra fissura, conforme a Figura 6. Fato possível devido a existência de tensões de aderência que ainda podem ser mobilizadas no trecho. O processo pode se repetir até que não haja mais tensões a serem mobilizadas (FUSCO, 1995).

Figura 6 – Estabilização das fissuras.



Fonte: Fusco (1995).

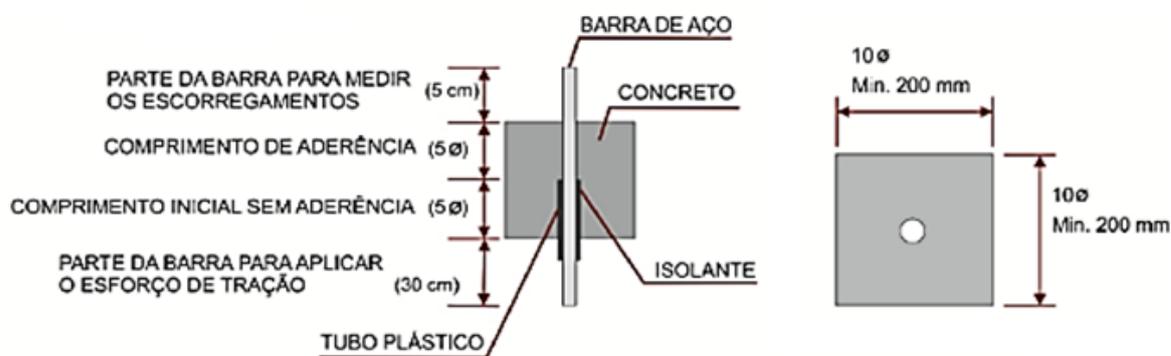
2.4 ENSAIO DE ARRANCAMENTO

A aderência pode ser quantificada por diversos tipos de ensaios. Contudo, de acordo com Silva et al. (2013) o mais difundido é o ensaio de arrancamento (*pull-out test*) proposto pela RILEM/CEB/FIP RC6 (1983), pois além de ser eficiente e eficaz para estudar o mecanismo de aderência, possui custo reduzido e simples execução.

O ensaio consiste em arrancar uma barra posicionada no centro da seção transversal de um prisma cúbico de concreto. Enquanto, em uma extremidade é aplicado o esforço de tração, na outra são registrados os deslizamentos, conforme é exemplificado na Figura 7.

A RILEM/CEB/FIP RC6 (1983) estabelece que os lados do cubo de concreto devem ser iguais a dez vezes o diâmetro da barra (10ϕ), no entanto, as dimensões devem ter no mínimo 20cm. Portanto, para barras com diâmetros menores que 20mm deve-se considerar os lados do cubo como 20cm. Além disso, o comprimento aderente entre os materiais é fixado em cinco vezes o diâmetro da barra. A Figura 7 ilustra as recomendações para execução do ensaio de arrancamento.

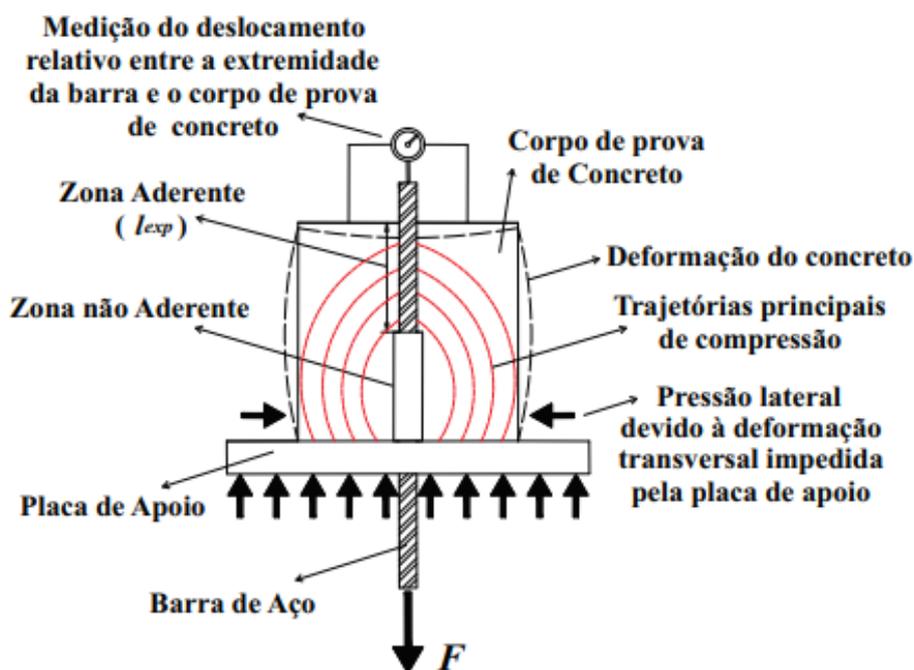
Figura 7 – Recomendações para o ensaio de arrancamento de acordo com a RILEM/CEB/FIP RC6 (1983).



Fonte: Adaptado de RILEM/CEB/FIP RC6 (1983).

O ensaio de arrancamento pode superestimar a resistência de aderência, em virtude do processo de execução do ensaio, criar restrições às deformações transversais do corpo de prova, pois a base de apoio submetem o concreto à compressão. Na Figura 8 é possível verificar as trajetórias de compressão e o impedimento à deformação transversal. Portanto, o ensaio não é eficaz para determinar a resistência máxima de elementos estruturais, todavia é atraente para o controle tecnológico do concreto (SILVA et al., 2013).

Figura 8 – Esquema do funcionamento do *pull-out test*.



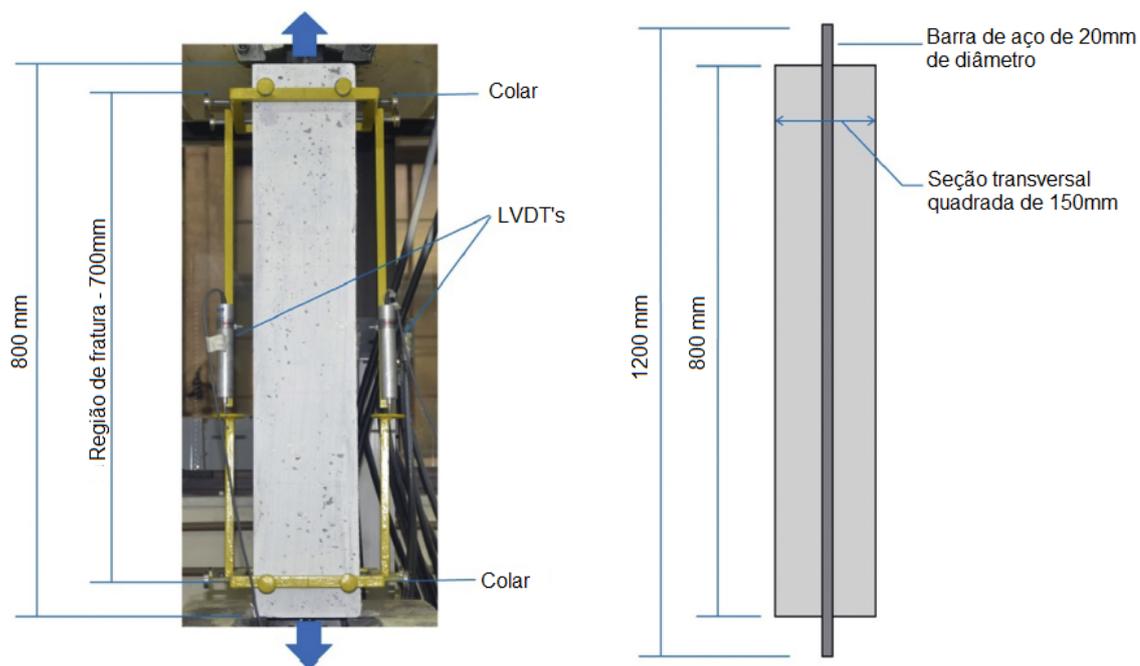
Fonte: (SILVA et al., 2013).

A aderência é influenciada pela posição da barra durante o lançamento do concreto nas formas. Os corpos de prova com concreto lançado na direção vertical, ou seja, na mesma direção da barra, apresentam maiores resistências de aderência, em comparação aos moldados na direção horizontal (ALMEIDA FILHO; EL DEBS; EL DEBS, 2008).

2.5 ENSAIO DE TIRANTE

O ensaio de tirante de concreto ou ensaio de conformação superficial se encontra normatizado na NBR 7477. O corpo de prova utilizado no ensaio é composto por um bloco prismático de concreto com uma barra de aço embebida no centro de sua seção transversal. As extremidades da barra ficam externas ao elemento de concreto, como apresentado na Figura 9. O ensaio consiste na aplicação de esforços de tração nos extremos da barra, a fim de determinar os deslocamentos relativos entre os materiais e as deformações dos mesmos (ABNT, 1982).

Figura 9 – Configuração do ensaio de tirante e dimensões dos elementos.



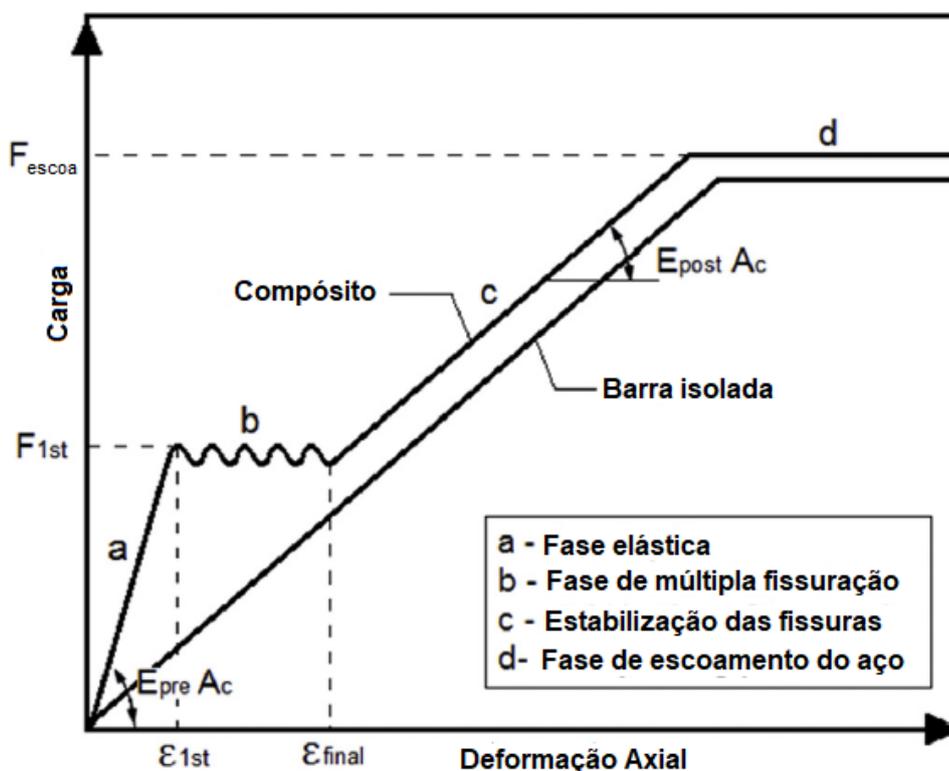
Fonte: Rangel et al. (2017).

O ensaio de tirante é destinado à análise do comportamento de enrijecimento à tração de concretos. Os resultados obtidos possibilitam analisar a interação aço-matriz ao longo da formação e propagação de fissuras, bem como os mecanismos de fissuração distribuída (RANGEL et al., 2017).

De acordo com Aveston, Cooper e Kelly (1971) e Rangel et al. (2017), o comportamento do enrijecimento à tração apresenta quatro fases, apresentadas na Figura 10: pré-fissuração, fissuração, pós-fissuração e escoamento do aço.

No trecho de pré-fissuração, fase elástica (trecho a da Figura 10), a carga é distribuída para matriz e armadura sob a hipótese de aderência perfeita entre os materiais. Ao surgir a primeira fissura, o material não sofre uma falha catastrófica, porém ocorre a redistribuição de cargas entre a matriz e o reforço, e posteriormente surgem outras fissuras adicionais até que a matriz seja dividida em vários segmentos (trecho b da Figura 10). Convém lembrar que a fase de múltipla fissuração ocorre com tensão aproximadamente constante. Após a múltipla fissuração, qualquer deformação adicional gera o descolamento, deslizamento e estiramento da barra de aço. Portanto, após a múltipla fissuração a curva se aproxima da curva da barra de aço isolada (como visto nos trechos c e d), pois é o material que suporta quase inteiramente as cargas de tração.

Figura 10 – Descrição esquemática do comportamento de compósitos submetidos ao ensaio de tirante.



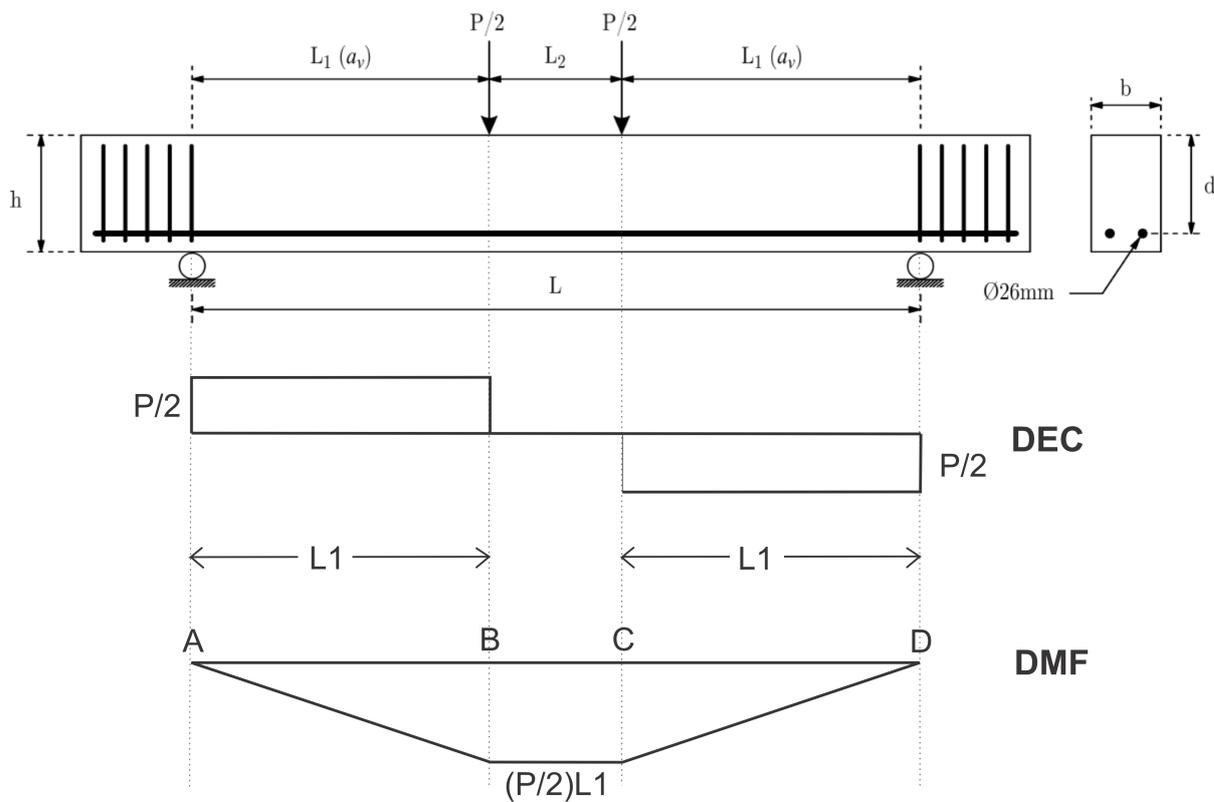
Fonte: Aveston, Cooper e Kelly (1971) apud Rangel et al. (2017).

2.6 ENSAIO DE CISALHAMENTO DE STUTTGART

Os ensaios de Stuttgart realizados por Leonhardt e Walther (1964) foram um marco histórico no desenvolvimento de estudos teóricos de concreto armado, pois validou experimentalmente a teoria clássica de Mörsch (ROCHA et al., 2004).

O ensaio consiste em uma viga de seção retangular biapoiada com duas cargas concentradas simétricas ($P/2$), como exemplificado na Figura 11. O carregamento é elevado até a ruptura da viga (LEONHARDT; WALTHER, 1964). Observando a Figura, é possível identificar, em uma mesma viga, a flexão pura no trecho BC, ou seja, sem a presença de cisalhamento. Mas também, no trecho AB e CD a flexão simples, a qual apresenta cisalhamento.

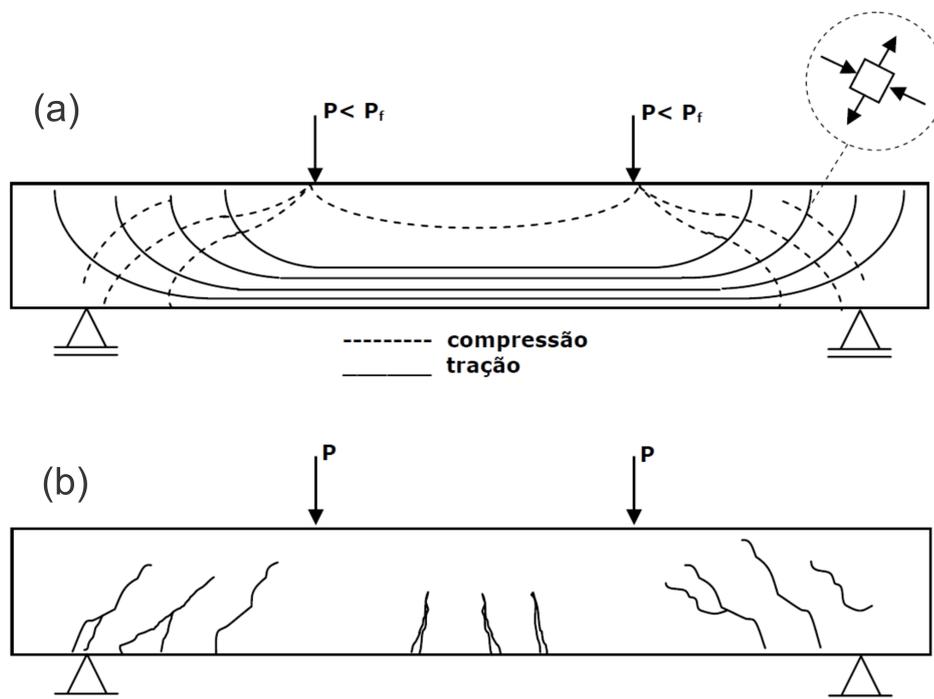
Figura 11 – Descrição esquemática do ensaio de cisalhamento de Stuttgart, Diagramas de Esforço Cortante (DEC) e Momento Fletor (DMF).



Fonte: Adaptado de Hobbs (2021).

Inicialmente, a viga não apresenta fissuras, pois o concreto está no Estádio I. Em outras palavras, as tensões de tração na região mais inferior do concreto não atingiram a tensão de ruptura, como pode ser visto na Figura 12(a) que exemplifica a trajetória das tensões principais. Ao elevar o carregamento, a tensão de ruptura é atingida na região central, com isso aparecendo fissuras verticais até um pouco abaixo da linha neutra. Neste momento, os esforços são absorvidos pela armadura. Diante disso, até o colapso, a viga trabalhará fissurada. Nas regiões mais próximas aos apoios, as fissuras são inclinadas, devido à presença de tensões cisalhantes, conforme a Figura 12(b) (ROCHA et al., 2004).

Figura 12 – Ensaio de Stuttgart: (a) trajetória de tensões principais e (b) fissuras verticais (flexão pura) e fissuras inclinadas (flexão simples).

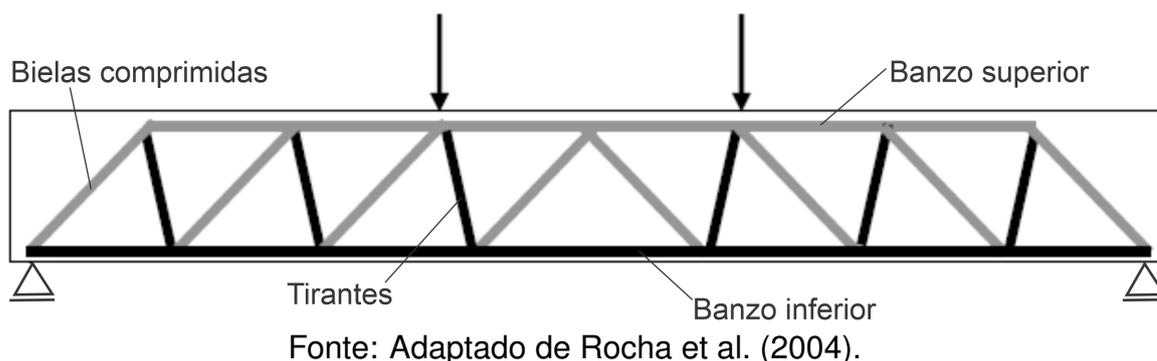


Fonte: Adaptado de Rocha et al. (2004).

2.6.1 Treliça de Morsch

Na teoria de Morsch, as armaduras são dispostas em função dos esforços solicitantes, com isso formando uma treliça ao longo da viga, denominada de Treliça de Morsch. No trecho central da viga, onde a solicitação é a flexão pura, o modelo típico é formado por um banzo superior comprimido de concreto e um banzo inferior tracionado, que é formado por armadura longitudinal. Ademais, nos trechos extremos, submetidos à flexão simples, o modelo é de uma treliça, conforme a Figura 13, com banzos longitudinais comprimidos e tracionados, assim como o supracitado. Os banzos são ligados por diagonais comprimidas, também chamadas de bielas comprimidas, representam o concreto entre as fissuras, e por tirantes verticais ou inclinados, os quais representam as armaduras transversais (estribos) da viga, os quais costuram as fissuras (FUSCO, 1995; ROCHA et al., 2004).

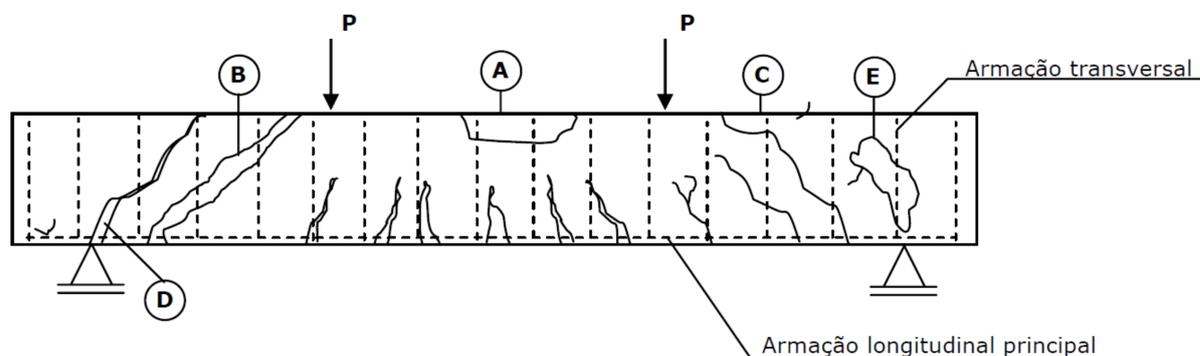
Figura 13 – Treliça de Mörsch.



2.6.2 Rupturas

De acordo com Süssekind (1985), o ensaio de cisalhamento de Stuttgart permite a verificação de diversos mecanismos de ruptura, exemplificados na Figura 14. Como a ruptura por flexão, causada pelo excesso de compressão no concreto (A), a ruptura de cisalhamento, por tração (B), a ruptura por compressão da mesa devido ao esforço cortante (C), a ruptura por ancoragem deficiente da armadura longitudinal (D) e a ruptura de cisalhamento, por esmagamento da biela comprimida (E).

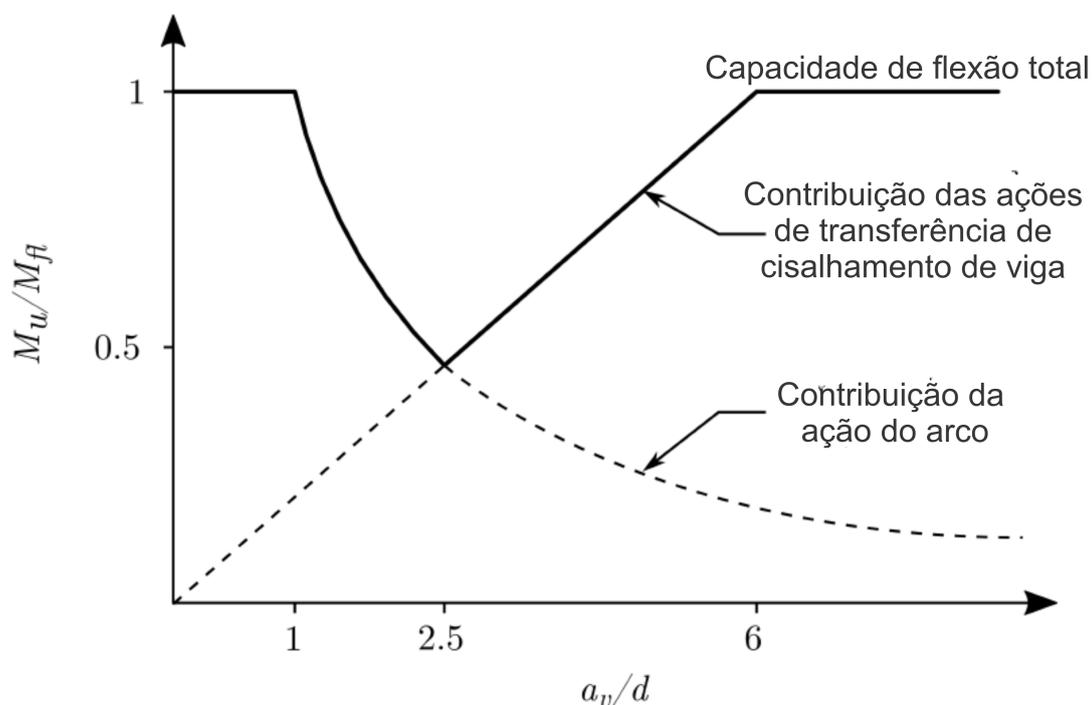
Figura 14 – Mecanismos de ruptura observáveis no teste de cisalhamento de Stuttgart.



Alguns estudos relatam que a razão entre o vão de cisalhamento e a profundidade (a_v/d), apresentados na Figura 11, é um fator importante para definição do comportamento de falha das vigas de compósito cimentício. Kani (1964) provou, a partir de ensaios experimentais, que as transferências de carga mudam quando a_v/d é aproximadamente 2,5. Para valores de a_v/d menores que 2,5, as vigas desenvolvem um arco interno e a possibilidade de cisalhamento aumenta. E para a_v/d maiores que 6, as vigas apresentam capacidade de flexão total (M_{ft}), ou seja, maior probabilidade de ocorrer esse tipo de falha. A menor capacidade de flexão é observada para $a_v/d=2,5$, como pode ser visto no diagrama da Figura 15, o momento da falha (M_u) é de aproximadamente 50% da capacidade teórica. A redução da capacidade de flexão causada

pelo cisalhamento é referida como "vale de falha de cisalhamento de kani"(ver Figura 15).

Figura 15 – Vale de falha de cisalhamento de kani.



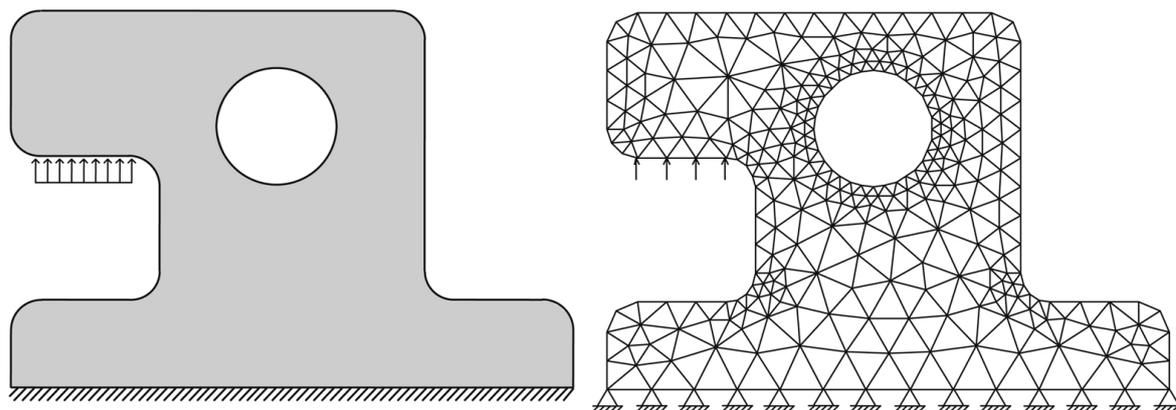
Fonte: Hobbs (2021).

O modo de falha pode ser classificado em quatro categorias: falha de cisalhamento para $(a_v/d) < 1$, falha de cisalhamento e compressão para $1 < (a_v/d) < 2,5$, falha de cisalhamento e flexão para $2,5 < (a_v/d) < 6$ e falha de flexão para $(a_v/d) > 6$ (KOTSOVOS, 1983; O'BRIEN; DIXON, 1995).

2.7 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

O Método dos Elementos Finitos (MEF) é uma ferramenta poderosa para resolver problemas complexos da mecânica do contínuo e fluido, por exemplo, onde soluções exatas analíticas não estão disponíveis. O método consiste na discretização do domínio da estrutura em subdomínios, os quais são chamados de elementos finitos, o processo é exemplificado na Figura 16. Os elementos usualmente são de formas triangulares ou quadriláteros. A subdivisão é denominada de malha, os elementos da malha são ligados pelos pontos de intersecção, os nós (MARTHA, 2017). Segundo Reddy (1993), é desenvolvida uma solução aproximada para cada subdomínio, ou seja, um problema menos complexo. Portanto, ao associar as partes obtém-se a solução do domínio.

Figura 16 – Discretização de uma estrutura contínua por MEF.



Fonte: Martha (2017).

O MEF é uma ferramenta com grande versatilidade, porém não indicado para tratar problemas onde se deseja modelar a iniciação e propagação de trincas, uma vez que o método é baseado nos fundamentos da mecânica do contínuo. Algumas estratégias alternativas foram elaboradas para contornar essa limitação, como por exemplo o Modelo de Zonas Coesivas (CZM) (NEEDLEMAN, 1987; CAMACHO; ORTIZ, 1996) e o Método dos Elementos Finitos Estendidos (XFEM) (BELYTSCHKO; BLACK, 1999; MELENK; BABUŠKA, 1996; MOËS; DOLBOW; BELYTSCHKO, 1999). No entanto, tais estratégias ainda têm de lidar com alguns problemas como a dependência da malha nos resultados e, no caso do XFEM, o uso de algoritmos de rastreamento de descontinuidades na geometria (FANG et al., 2020).

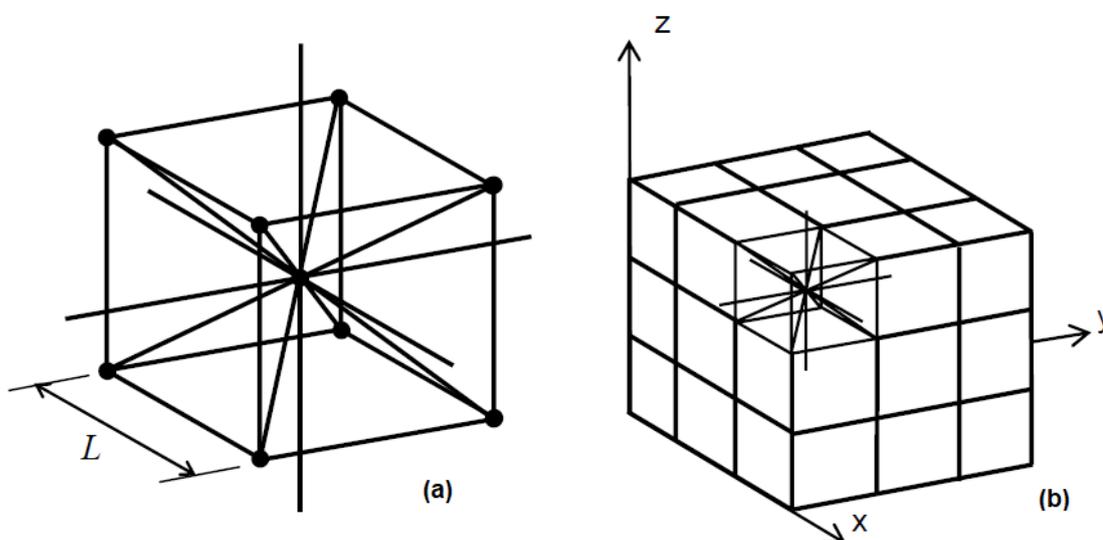
2.8 MÉTODO DOS ELEMENTOS DISCRETOS FORMADOS POR BARRAS

O Método dos elementos discretos, *Discrete Element Method* (DEM) em inglês, é mais adequado que o MEF e as estratégias alternativas mencionadas acima, para estudar o processo de dano em materiais, em termos de nucleação, propagação e interação de fissuras. O aparecimento de descontinuidades no material, ao utilizar DEM, é mais natural, pois é oriundo da degradação dos elementos do modelo, ao atingirem o seu valor crítico de deslocamento, tensão ou energia. Além disso, não é necessário aplicar critérios externos especiais (ZANICHELLI et al., 2021).

Há diferentes versões do DEM disponíveis na literatura, sendo o Método dos Elementos Discretos formados por barra, *Lattice Discrete Element Method* (LDEM) em inglês, proposto inicialmente por Riera (1984) um dos mais notáveis.

De acordo com Kostas (2012), no LDEM um sólido contínuo é discretizado por um arranjo de barras dispostas espacialmente com massas concentradas nos seus nós. A disposição é ordenada, formando um módulo cúbico básico, como ilustrado na Figura 17a. Com a repetição desse módulo básico é possível criar a geometria que se deseja modelar (Figura 17b).

Figura 17 – Discretização usando LDEM: (a) módulo cúbico básico e (b) geração do sólido.



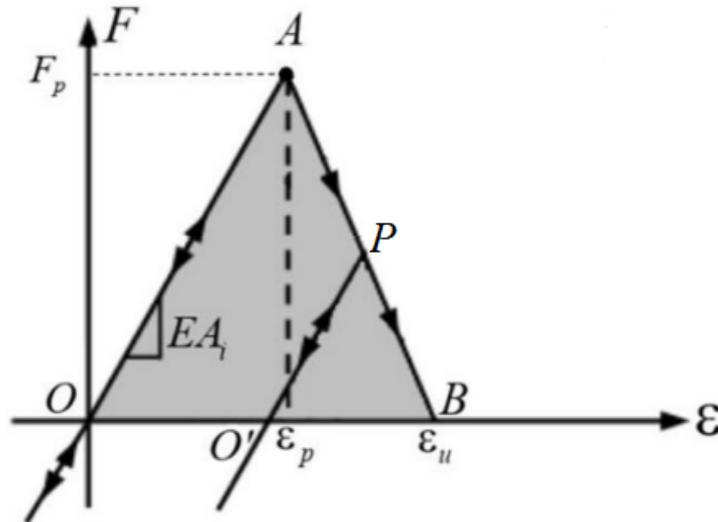
Fonte: Kostascki (2012).

A configuração, apresentada na Figura 17a foi proposta por Nayfeh e Hefzy (1978), onde o módulo cúbico básico é composto de nove nós e vinte elementos de barra. Cada nó tem três graus de liberdade, correspondentes a deslocamentos nodais referidos às coordenadas globais. Os comprimentos das barras normais são $L_n = L_c$ e as diagonais são determinados por $L_d = (\sqrt{3}/2)L_c$, sendo L_c o comprimento do módulo cúbico.

Cada barra é caracterizada por uma lei constitutiva bilinear, que relaciona a força interna com a deformação na barra. A lei constitutiva bilinear, dentro do contexto do LDEM, provou-se ser apta na simulação de problemas envolvendo fratura (KOSTESKI et al., 2011; KOSTESKI et al., 2016), análise do efeito de escala em materiais quase-frágeis (RIOS; RIERA, 2004; COLPO; KOSTESKI; ITURRIOZ, 2017; KOSTESKI et al., 2020) e emissão acústica em materiais heterogêneos (ITURRIOZ; LACIDOGNA; CARPINTERI, 2013; BIRCK; RINALDI; ITURRIOZ, 2019; ITURRIOZ; BIRCK; RIERA, 2019; FRIEDRICH et al., 2022b).

A lei constitutiva é apresentada na Figura 18. Onde F é a força axial da barra e ϵ é a deformação axial. Além disso, ϵ_p é a deformação crítica de falha e a área sob a curva OAB é a energia necessária para fraturar a barra. Sob compressão, o material se comporta linearmente. Para um ponto P na curva, a área OAPO' representa a energia dissipada pelo dano e o ponto O' a deformação residual, que é devida a conservação da rigidez inicial dos elementos. A falha da barra ocorre quando a energia dissipada por dano é igual à energia de fratura (propriedade do material).

Figura 18 – Lei constitutiva bilinear.



Fonte: Zanichelli et al. (2021).

A lei constitutiva bilinear depende de três parâmetros locais:

- A rigidez específica da barra (EA_i), a qual é em função do módulo de elasticidade E e da seção transversal da barra A_i . A área da seção transversal é determinada pela Equação 2.1 para as barras normais e a Equação 2.2 para as diagonais.

$$A_n = \frac{1}{2(1 + \nu)} L_n^2 \quad (2.1)$$

$$A_d = \frac{2}{\sqrt{3}} \delta A_n \quad (2.2)$$

Onde ν é a razão de Poisson e δ é igual a $\delta = \frac{9\nu}{4-8\nu}$.

É importante destacar que para $\nu = 0,25$, a equivalência do contínuo isotrópico é totalmente alcançada. Entretanto, as diferenças surgem em termos de cisalhamento para $\nu \neq 0,25$, que foi mais discutido por Kosteski (2012).

- A deformação máxima (ϵ_u) é o valor de deformação para a qual o elemento perde a sua capacidade de carga, em outras palavras, a barra se rompe. O parâmetro é obtido a partir da Equação 2.3

$$\int_0^{\epsilon_u} F(\epsilon) d(\epsilon) = \frac{G_f A_i^*}{L_i} \quad (2.3)$$

Sendo A_i^* , a área de fratura do i -ésimo elemento, determinada por $A_i^* = \frac{3}{22} L_i^2$, G_f a energia de fratura e L_i o comprimento da barra. Sabendo que a energia máxima

dissipada por unidade de área é representada pela área do triângulo OAB da Figura 18 e igual à $\varepsilon_u \varepsilon_p E A_i / 2$.

Então, a deformação máxima para a i -ésima barra, ε_u , é dada pela Equação 2.4:

$$\varepsilon_u = \frac{G_f}{\varepsilon_p E} \left(\frac{A_i^*}{A_i} \right) \left(\frac{2}{L_i} \right) \quad (2.4)$$

- A deformação crítica (ε_p) é a deformação no início do dano da barra, determinado pela Equação 2.5:

$$\varepsilon_p = \sqrt{\left(\frac{G_f}{d_{eq} E} \right)} \quad (2.5)$$

onde d_{eq} é o comprimento equivalente do material, podendo ser considerado uma propriedade do material pois não depende da discretização. O parâmetro pode ser calculado, a partir do conceito do número de fragilidade de tensão, s , proposto por Carpinteri (1986), determinado pela Equação 2.6.

$$s = \frac{K_c}{\sigma_p R_e^{\frac{1}{2}}} \quad (2.6)$$

Sendo σ_p a resistência à tração do material e R_e o tamanho característico da estrutura. O parâmetro s permite representar o comportamento do material, ou seja, quando $s \rightarrow 0$ é esperado comportamento frágil e quando $s \rightarrow \infty$ espera-se comportamento dúctil.

Considerando a relação entre o fator de intensidade de tensão (K_c) e a energia de fratura (G_f), determinada por $K_c = \sqrt{G_f E}$, e, além disso, tendo em consideração um comportamento linear até o início do dano da barra, ou seja, $\sigma_p = E \varepsilon_p$, então, a Equação 2.6 pode ser reescrita com a Equação 2.7:

$$d_{eq} = s^2 R_e \quad (2.7)$$

Vale ressaltar que o parâmetro ε_u pode ser determinado em função de d_{eq} , a partir da Equação 2.8. A qual é obtida combinando as Equações 2.4 e 2.7.

$$\varepsilon_u = \varepsilon_p d_{eq} \left(\frac{A_i^*}{A_i} \right) \left(\frac{2}{L_i} \right) \quad (2.8)$$

2.9 IMPLEMENTAÇÃO DO LDEM NO ANSYS LS-DYNA

2.9.1 LDEM-DYNA

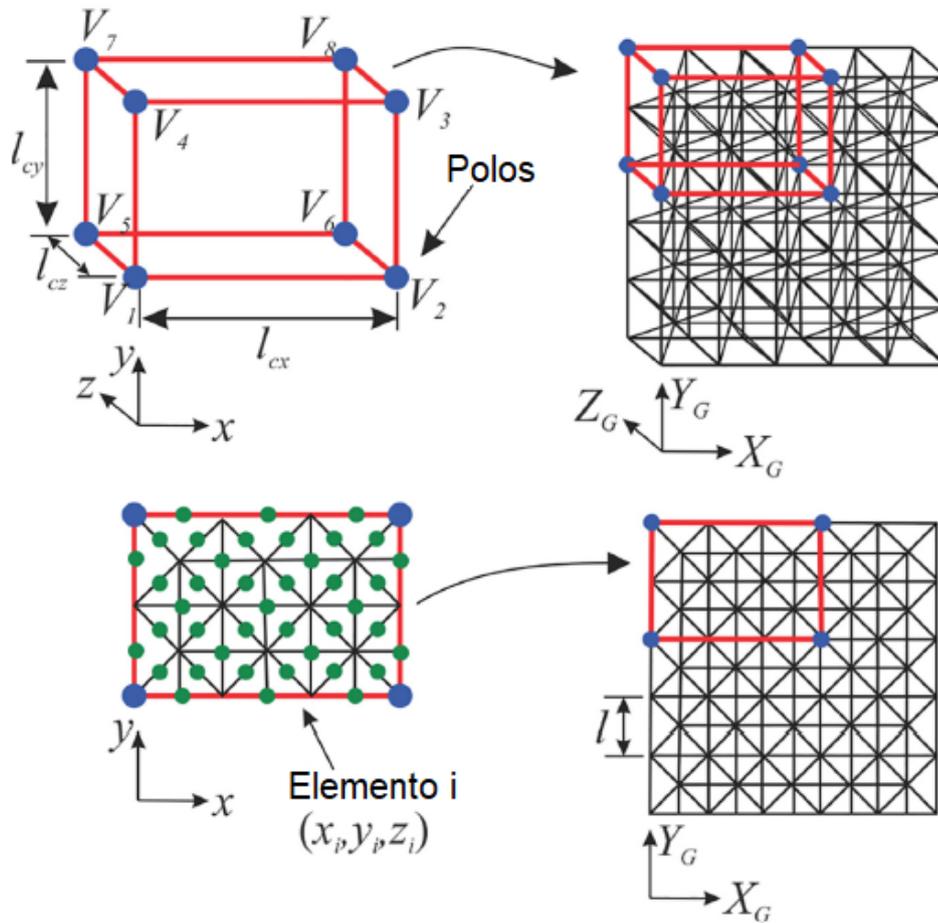
O LDEM pode ser implementado no programa de elementos finitos *Analysis Systems Incorporated* (ANSYS), mais especificadamente no ambiente *ANSYS LS-DYNA*, utilizado para análises explícitas. Dessa forma, é possível o desenvolvimento de modelos híbridos, combinando elementos discretos e finitos, o chamado *LDEM-DYNA*. Mais precisamente, a região susceptível à fratura é modelada por elementos discretos e o restante do modelo é analisado por elementos finitos (COLPO; ITURRIOZ; FRIEDRICH, 2019).

De acordo com Silva, Kostascki e Iturrioz (2020), a hibridização é vantajosa em relação a aplicação do LDEM clássico, pois permite reduzir consideravelmente o custo computacional dispendido em elementos discretos, substituindo partes do modelo por elementos finitos.

As barras que formam o módulo cúbico básico, apresentado na Figura 17(a), são modeladas em *LDEM-DYNA* por elementos discretos de mola denominados de *Explicit Springer-Damper* (COMBI165), o qual permite desenvolver uma força dependente do deslocamento das barras. Além disso, são concentradas massas nos nós das barras, usando o elemento *Explicit 3-D Structural Mass Elements* (MASS166). O valor da massa depende da localização do nó dentro do módulo cúbico básico (ZANICHELLI et al., 2021).

As possíveis heterogeneidades e imperfeições do material são levadas em consideração através da variação estatística das propriedades do material. O método consiste em dividir a parcela de LDEM em regiões prismáticas, com dimensões iguais aos comprimentos de correlação (lc_x , lc_y e lc_z). Nos vértices dos prismas, chamados de polos, são aplicados valores aleatórios de energia de fratura (G_f) baseados na distribuição estatística 3D do tipo Weibull. A Figura 19 apresenta a sobreposição da região prismática à malha LDEM. Os valores aleatórios gerados para os polos, posteriormente são utilizados para determinar a energia de fratura de cada barra, por meio de interpolação 3D. Cabe ressaltar que as coordenadas utilizadas para interpolação são as do baricentro de cada barra. Sendo assim, é possível representar diferentes padrões de fratura. Mais detalhes podem ser encontrados em Zanichelli et al. (2021), Silva, Kostascki e Iturrioz (2020), Puglia et al. (2019).

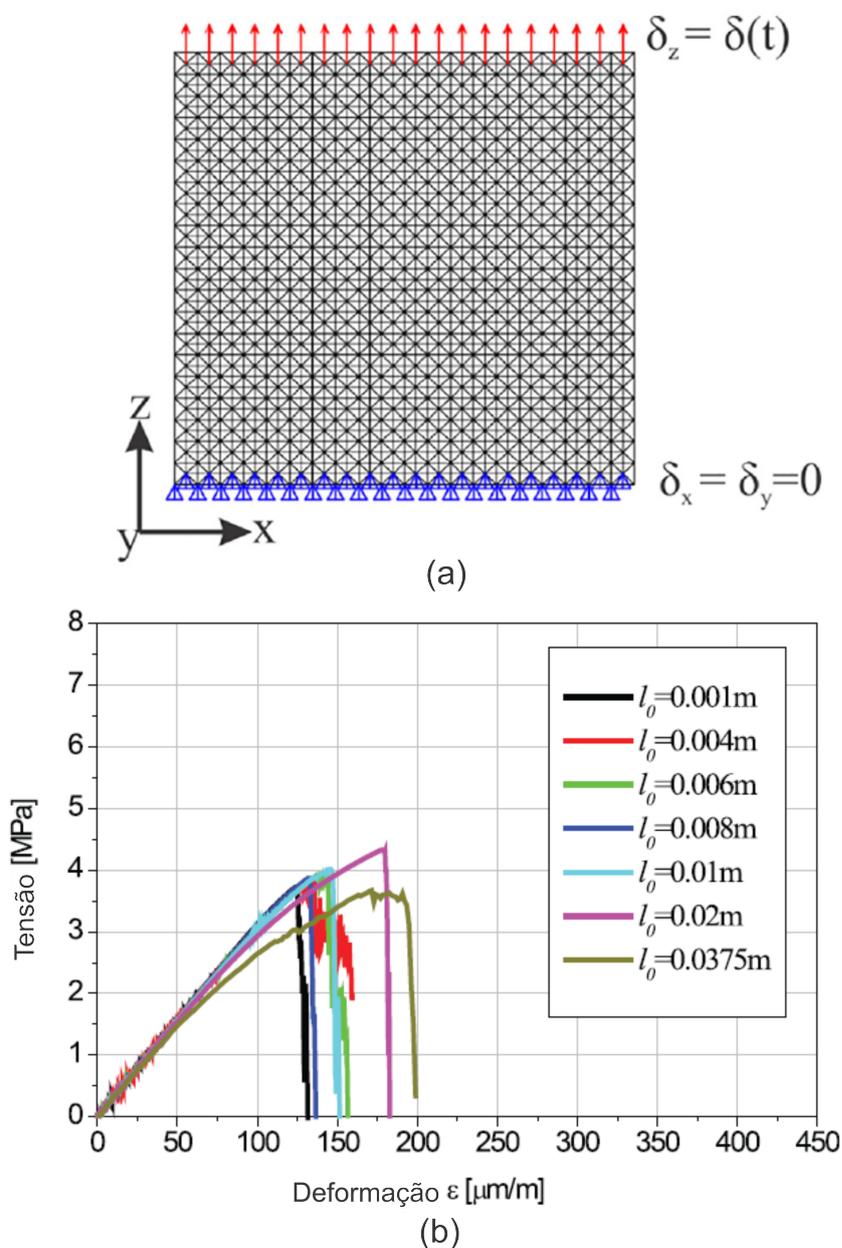
Figura 19 – Campo aleatório: distribuição dos polos no domínio LDEM.



Fonte: Puglia et al. (2019).

A partir da lei bilinear, descrita anteriormente (seção 2.8), o segmento de amolecimento é alterado pela definição de (L_c) , logo, diferentes leis bilineares podem ser utilizadas para simular um mesmo material. Puglia et al. (2019) analisaram o comportamento global de tensão-deformação de um prisma quadrangular submetido à tensões de tração uniaxial, como visto na Figura 20a. Os autores utilizaram diversos valores de comprimento do módulo cúbico ($L_c=L_0$ na Figura 20b), mantendo o comprimento de correlação constante de 0,015m. A Figura 20b mostra que apesar de aplicar diferentes valores de L_c , o resultado global gerado é semelhante.

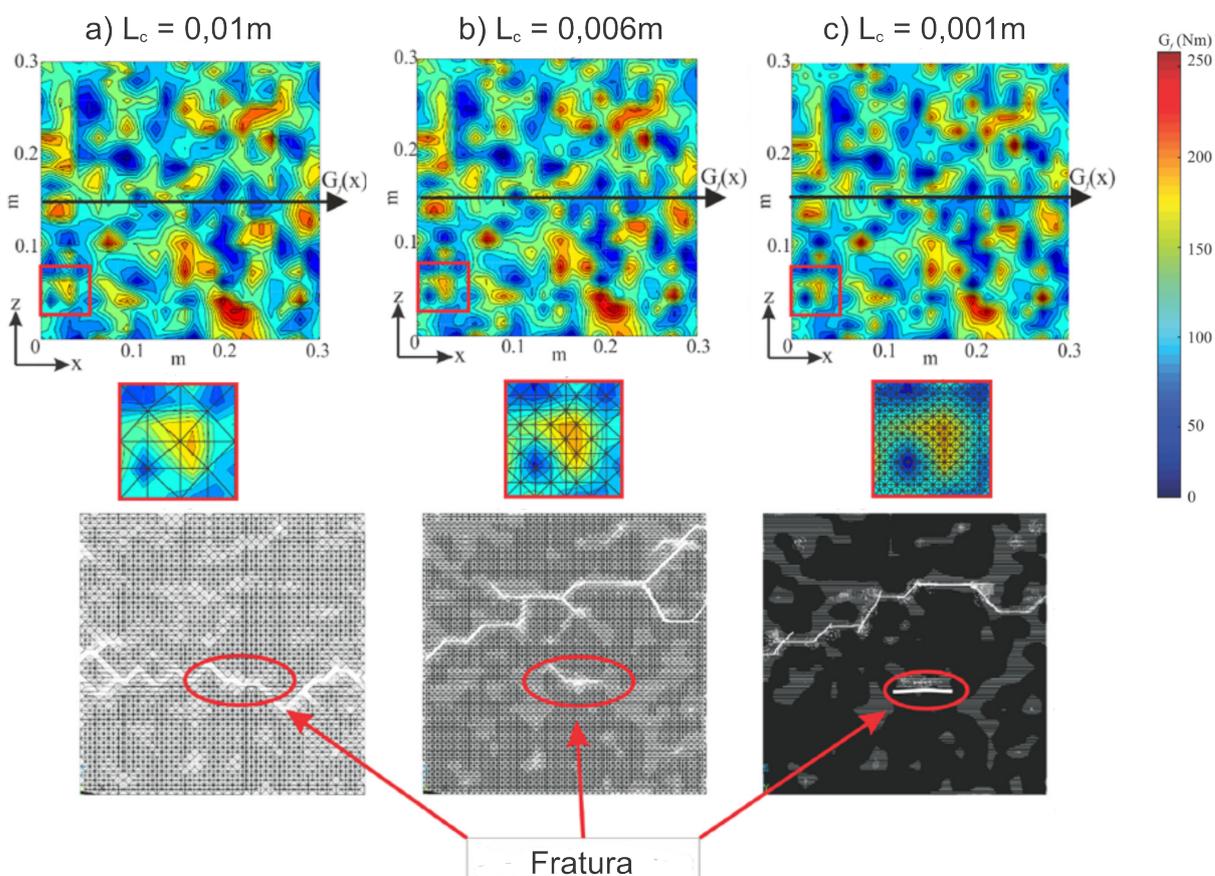
Figura 20 – Prisma de concreto empregado por Puglia et al. (2019) na análise do efeito da discretização: (a) Modelo em LDEM e (b) Curvas tensão de tração *versus* deformação para diferentes L_c .



Fonte: Adaptado de Puglia et al. (2019).

Já o padrão de fratura é pouco sensível à discretização devido à aplicação do campo aleatório. Em Puglia et al. (2019), por exemplo, analisou-se três valores de L_c (ver Figura 21): 0,01m, 0,006m e 0,001m mantendo o comprimento de correlação de 0,015m. A variação da malha gera padrões de fratura final distintos, mas a iniciação do processo de dano se dá em pontos semelhantes.

Figura 21 – Distribuição do campo aleatório de G_f e configuração de ruptura para diferentes malhas com comprimento de correlação de 0,015m.



Fonte: Adaptado de Puglia et al. (2019).

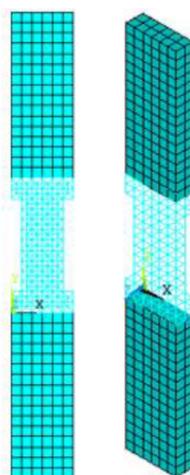
Portanto, de acordo Puglia et al. (2019), os resultados preditos pelo LDEM tanto para o comportamento global quanto para a configuração final de ruptura são independentes do nível de discretização empregado.

2.9.2 Estudos correlatos

- **Colpo, Iturrioz e Friedrich (2019)**

Em Colpo, Iturrioz e Friedrich (2019) o modelo híbrido, LDEM-DYNA foi proposto pela primeira vez. Os autores aplicaram o modelo no estudo de ensaios de tração de corpos de prova de poliestireno expandido. A Figura 22 apresenta o modelo híbrido utilizado, na região central onde esperava-se a fissura foi simulada com elementos discretos e nas demais regiões foram utilizados elementos finitos. Os autores também empregaram elementos discretos para simular o corpo de prova por inteiro.

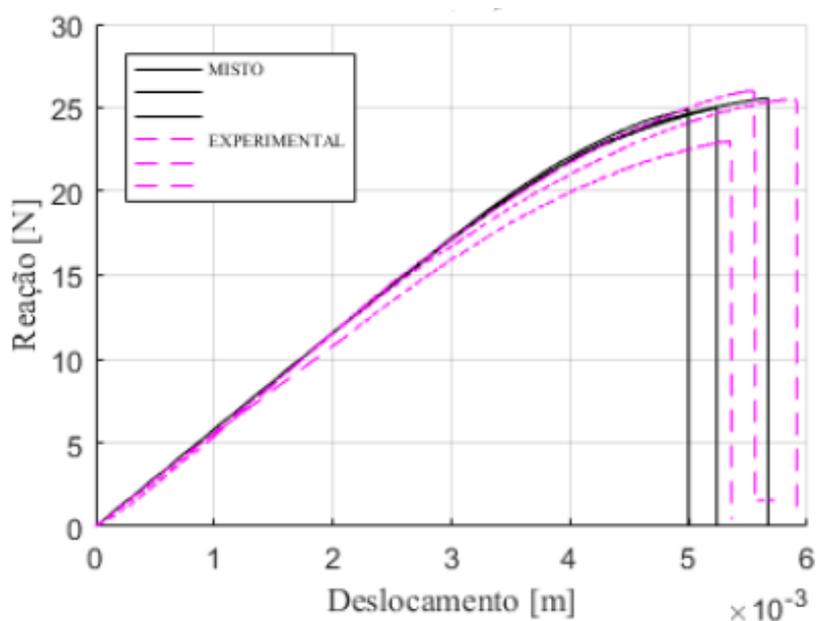
Figura 22 – Modelo híbrido.



Fonte: Colpo, Iturrioz e Friedrich (2019).

A Figura 23 apresenta os resultados numéricos com aplicação de diferentes campos aleatórios e os resultados experimentais apresentados em Colpo (2016). A hibridização apresentou resultados satisfatórios. Ademais, o método misto potencializa a solução de problemas complexos, porque associa os benefícios de cada método.

Figura 23 – Comparação entre experimental e modelo Misto (LDEM-DYNA).



Fonte: Colpo, Iturrioz e Friedrich (2019).

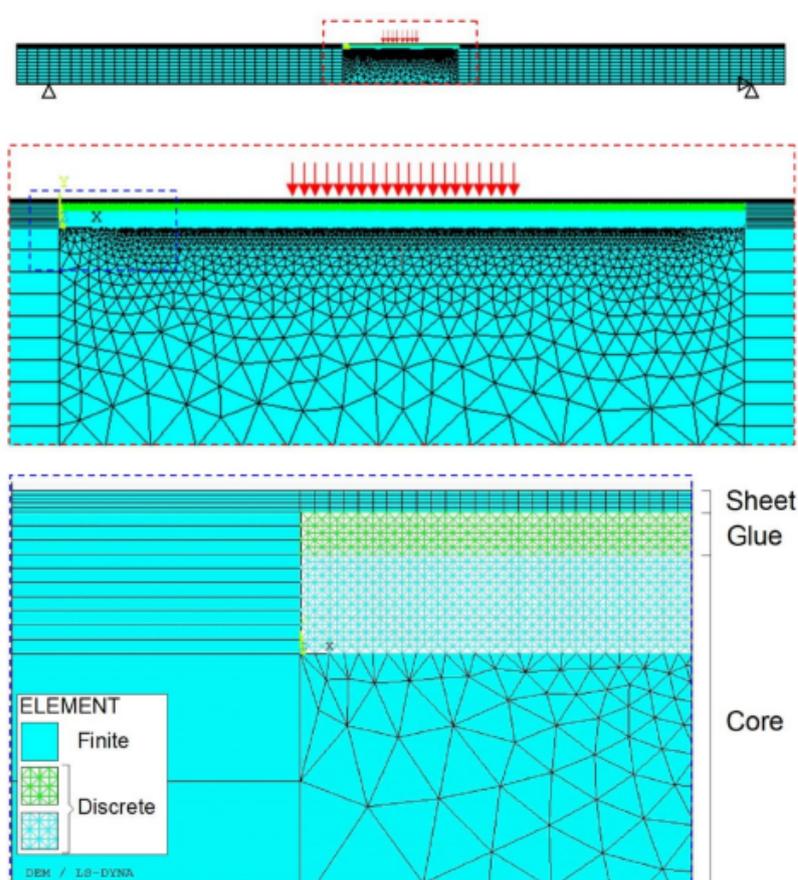
- **Zanichelli et al. (2021)**

Zanichelli et al. (2021) avaliaram numericamente o comportamento à fratura de painéis sanduíche sob flexão em três e quatro pontos, por meio do LDEM-DYNA, validando os resultados com dados experimentais do ensaio de três pontos.

Os painéis sanduíches ensaiados possuem um núcleo de espuma de poliestireno extrudado com espessura de 100mm, entre duas folhas de materiais compósitos com fibras de vidro com 1,5mm de espessura cada. O painel foi simulado em 2D, considerando um estado de deformação plana.

A partir dos modos de ruptura obtidos experimentalmente do ensaio de três pontos, a região central do painel foi modelada com elementos discretos simulando o núcleo e a cola, região na qual a falha foi visualizada como pode ser visto na Figura 24. As demais regiões do painel sanduíche foram modeladas por elementos finitos.

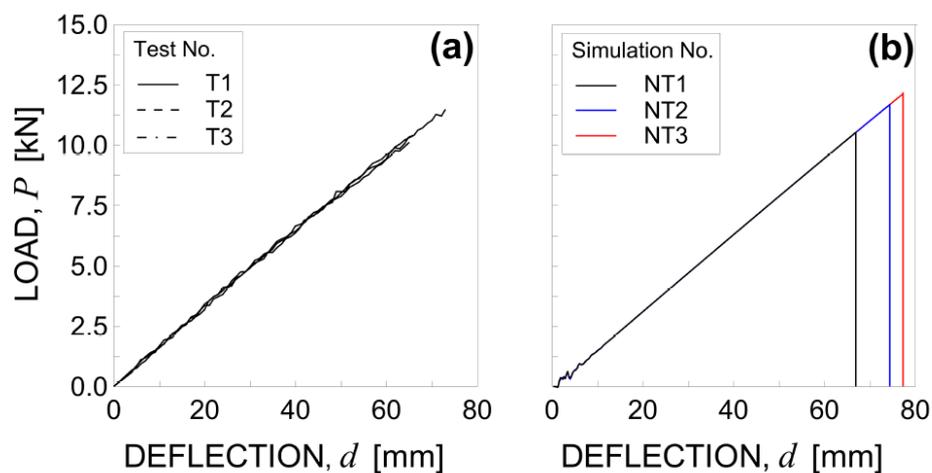
Figura 24 – Discretização do modelo LDEM-DYNA para o ensaio de flexão de três pontos do painel sanduíche.



Fonte: Zanichelli et al. (2021).

A comparação dos resultados para o ensaio de três pontos em termos de força por deslocamento é apresentada na Figura 25. Os resultados numéricos ficaram de acordo com os experimentais com relação à carga máxima e deflexão máxima.

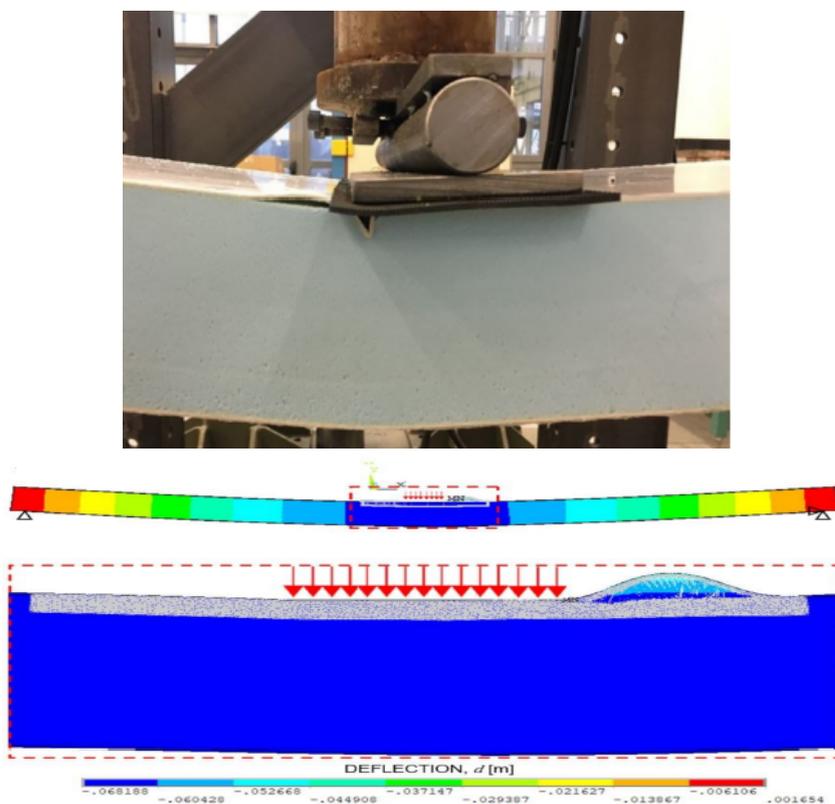
Figura 25 – Curvas de carga x deflexão para o ensaio de flexão em três pontos: (a) experimental e (b) numérica para os três campos aleatórios.



Fonte: Zanichelli et al. (2021).

O modo de falha obtido numericamente foi o mesmo identificado experimentalmente, como visto na Figura 26 que apresenta a falha de uma das simulações (NT2), que é similar às demais. Mais precisamente, primeiro ocorre a falha do núcleo nas zonas próximas ao ponto de aplicação do deslocamento vertical e na sequência a flambagem da chapa metálica.

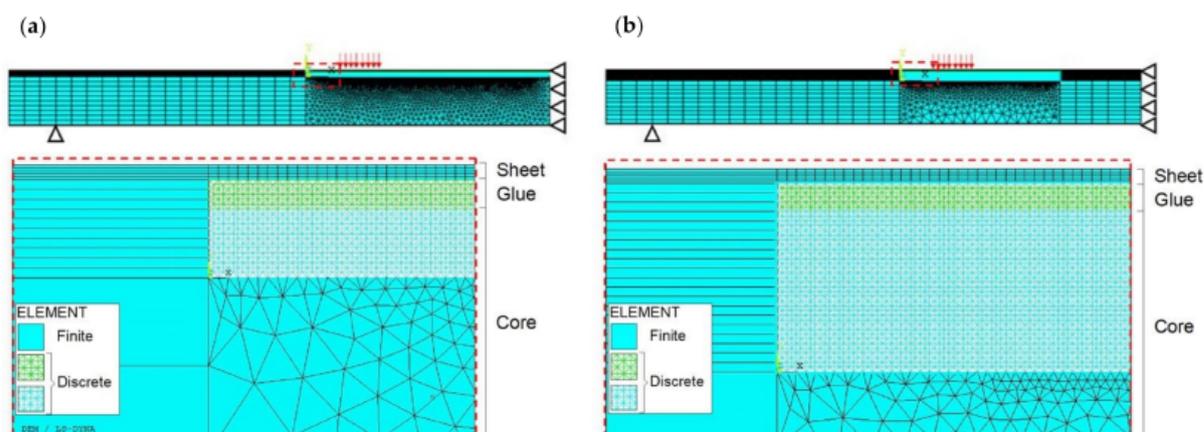
Figura 26 – Modo de falha durante a campanha experimental e numérico.



Fonte: Adaptado de Zanichelli et al. (2021).

Após a validação do modelo, os Autores também analisaram a flexão em quatro pontos dos painéis sanduíche. Devido a simetria do problema, apenas metade da amostra é modelada. Além disso, duas discretizações foram aplicadas: Modelo A e B. Os modelos se diferenciam em relação à localização dos elementos discretos ao longo do comprimento do painel e a quantidade de elementos discretos que simulam o núcleo. Os modelos A e B são mostrados na Figura 27.

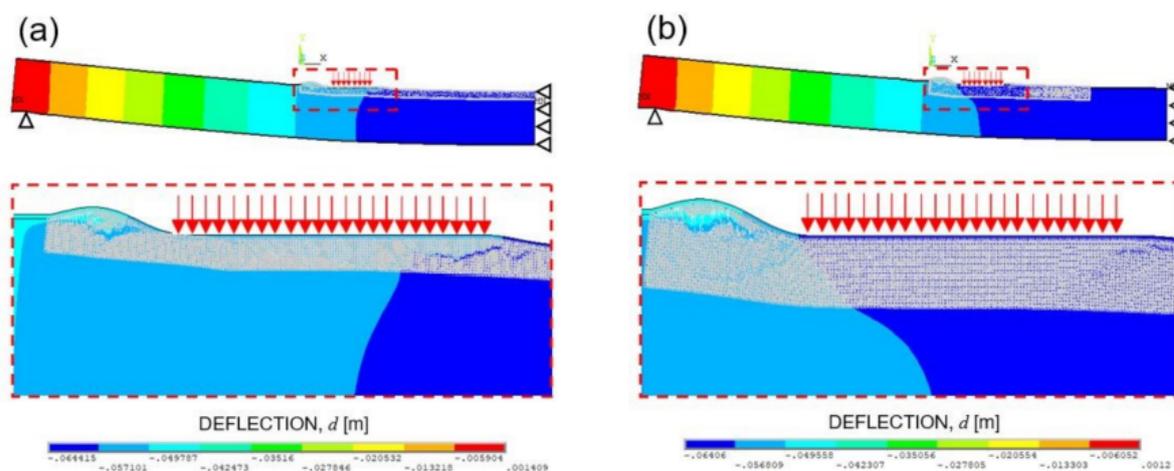
Figura 27 – Discretização do modelo LDEM-DYNA para o ensaio de flexão de quatro pontos do painel sanduíche: (a) Modelo A e (b) Modelo B.



Fonte: Zanichelli et al. (2021).

A comparação dos resultados entre os modelos A e B em termos de carga e deflexão máxima foi similar. O mecanismo de falha identificado foi sempre por flambagem da camada fina de aço, como visto na Figura 28.

Figura 28 – Modos de falha registrados pelos modelos (a) A e (b) B.



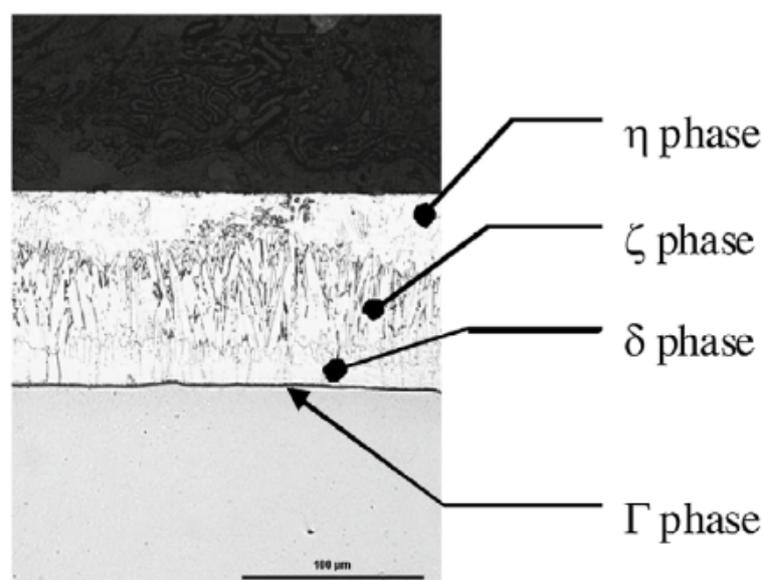
Fonte: Zanichelli et al. (2021).

- **Friedrich et al. (2022a)**

Friedrich et al. (2022a) simularam numericamente o comportamento à flexão e a evolução do dano em uma placa de aço galvanizado, usando o LDEM-DYNA. Os resultados numéricos foram comparados com dados experimentais.

Os aços revestidos são produzidos para proteger o aço da corrosão. Ao mergulhar o aço no banho de zinco e outros componentes, formam-se uma série de camadas, nomeadas de fases: gama (γ), delta (δ), zeta (ζ) e eta (η), apresentadas na Figura 29 (SHIBLI; MEENA; REMYA, 2015). Cada camada possui diferentes tamanhos e diferentes comportamentos mecânicos.

Figura 29 – Fases intermetálicas de um típico revestimento galvanizado.

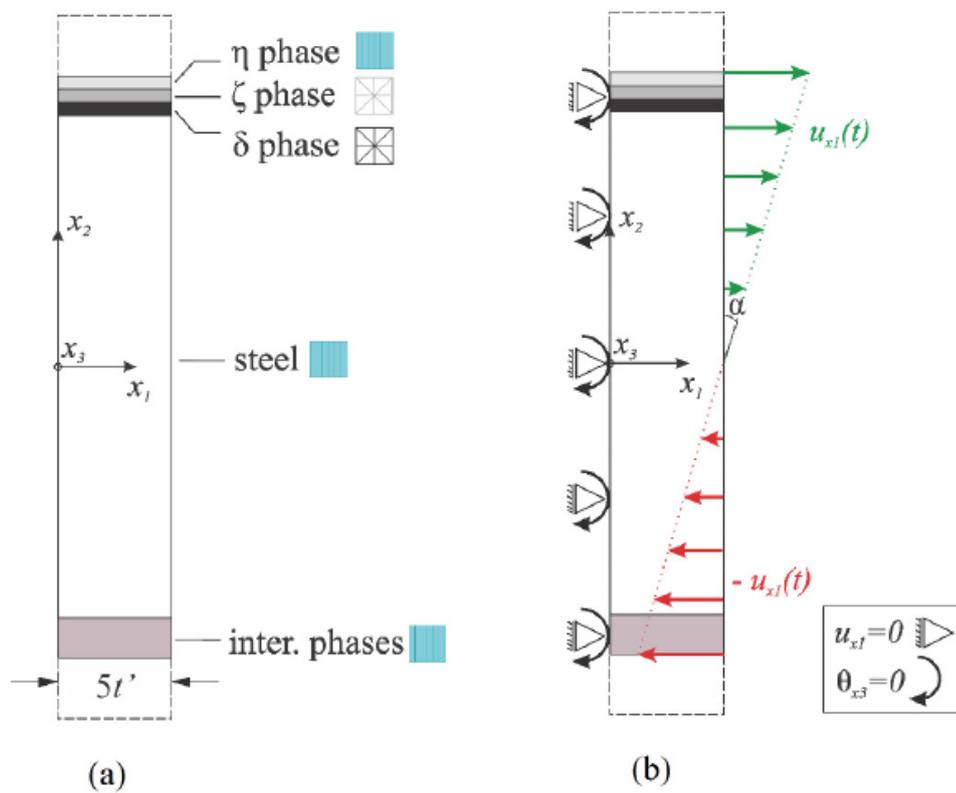


Fonte: Carpinteri et al. (2016).

Os ensaios experimentais de flexão e Microscopia Óptica de Luz (LOM) foram realizados por Di Cocco, Iacoviello e Natali (2014). Os corpos de prova de aço possuem dimensões de 80x25x3mm, e foram imersos em zinco por diferentes tempos: 15s, 60s, 180s e 900s. As espessuras das camadas intermetálicas foi medida com o LOM.

Friedrich et al. (2022a) empregaram um modelo bidimensional, pois o problema apresentava uma condição de deformação plana. A Figura 30 apresenta a geometria, os tipos de elementos para representar cada material e as condições de contorno utilizadas. As fases delta (δ) e zeta (ζ), localizadas na região em tração, foram modeladas por elementos discretos uma vez que apresentam comportamento quase-frágil, enquanto no restante do modelo foram utilizados elementos finitos.

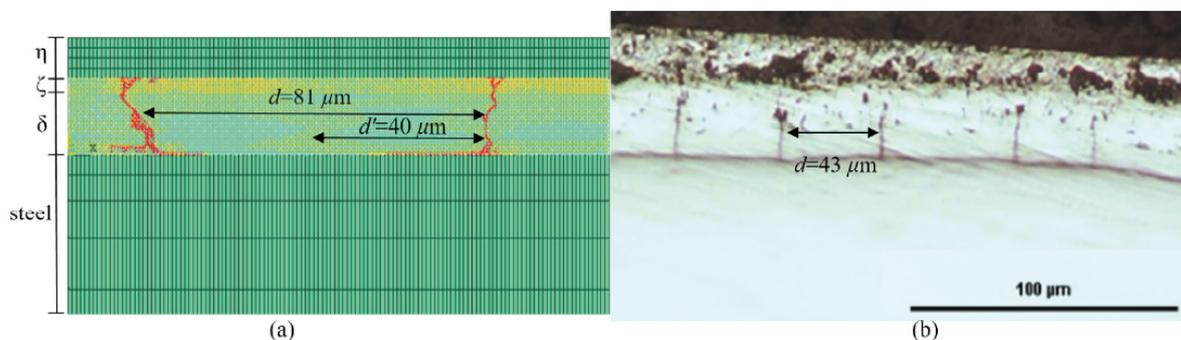
Figura 30 – Modelo híbrido: (a) Geometria e tipos de elementos aplicados a cada material e (b) condições de contorno.



Fonte: Friedrich et al. (2022a).

A Figura 31 mostra a configuração de falha encontrada com o LDEM-DYNA e o padrão de falha experimental, após o ensaio, obtida pelo LOM. As fissuras estão presentes nas diferentes camadas e a distância entre elas na análise numérica foram satisfatórias. Por isso, os Autores destacam a eficácia do modelo híbrido para analisar a evolução do dano em aços galvanizados.

Figura 31 – Comparação entre falhas (a) numérica e (b) experimental.



Fonte: Friedrich et al. (2022a).

3 MATERIAIS E MÉTODOS

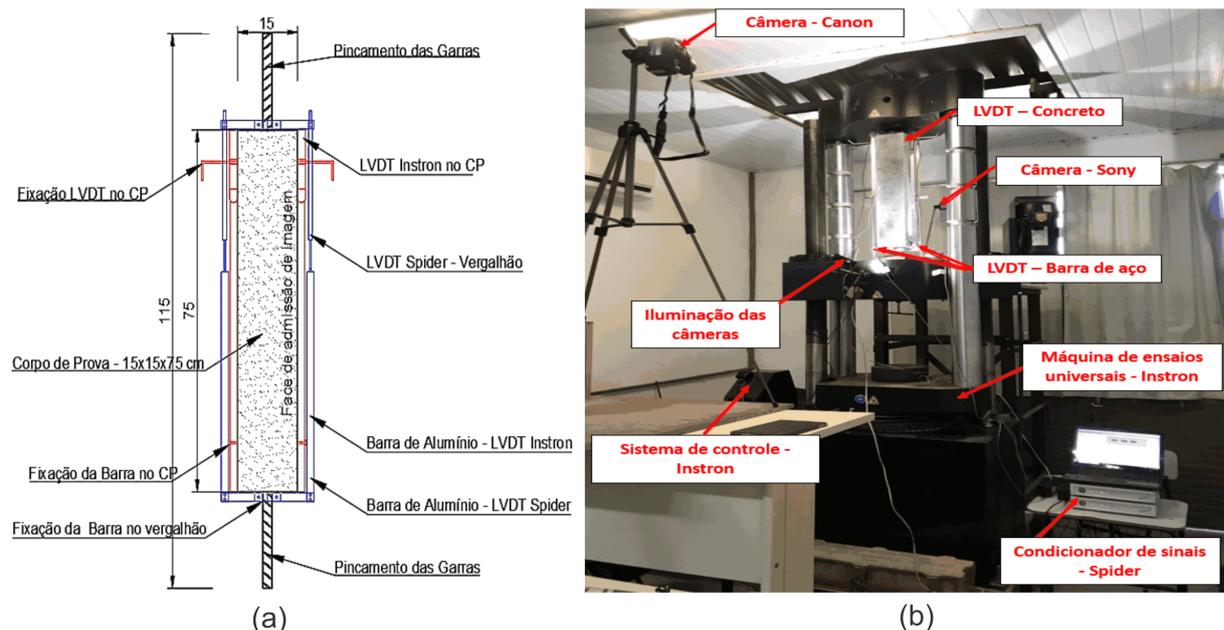
Neste capítulo são detalhadas as etapas que compõem o desenvolvimento desta pesquisa. Mais precisamente, o capítulo é dividido entre os três estudos de caso, que são investigados nesse trabalho, são eles: o ensaio de tirante, o ensaio de arrancamento e o teste de cisalhamento de Stuttgart. Vale ressaltar que no segundo caso, uma campanha experimental própria é realizada. Os modelos numéricos empregados em cada caso são detalhados juntos das respectivas campanhas experimentais.

3.1 ESTUDO DE CASO 1: ENSAIO DE TIRANTE

3.1.1 Descrição da campanha experimental

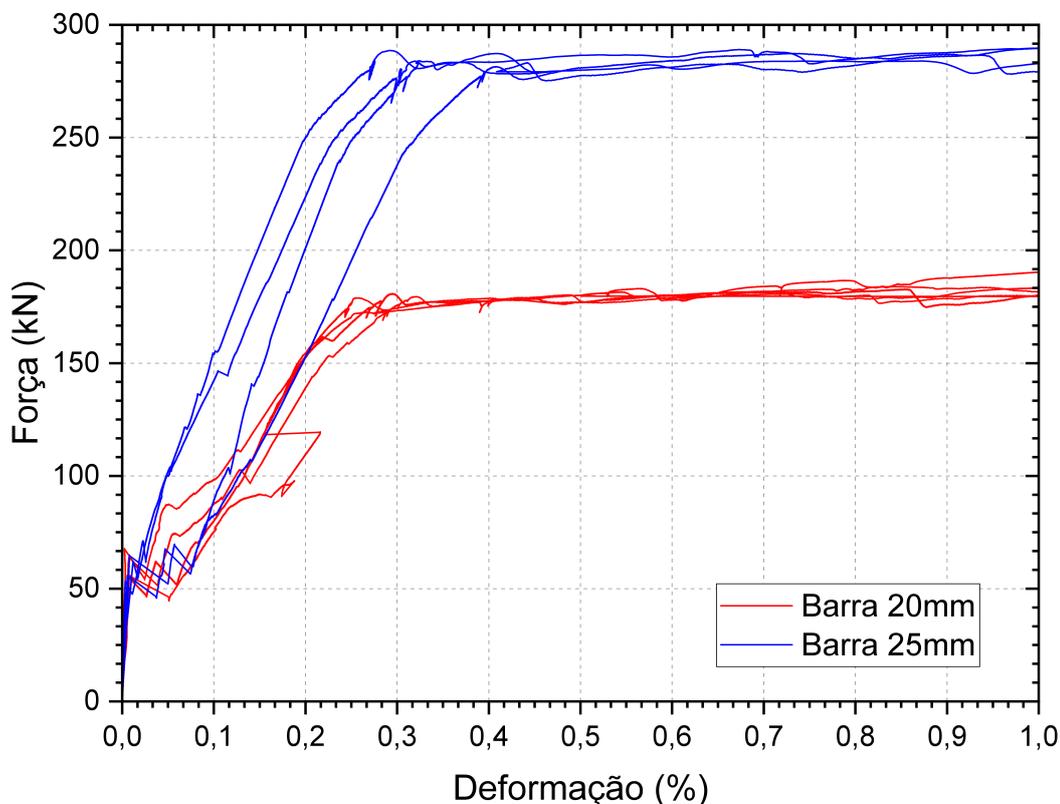
Os ensaios de tração direta no tirante desenvolvidos por Jucá (2020) consistem em um prisma de concreto com dimensões de 150x150x750mm com barras de aço de 20 e 25mm embebidas cuidadosamente no centro da seção transversal, exemplificado na Figura 32. As barras possuíam 1150mm de comprimento, pois as extremidades externas ao concreto tinham 200mm cada. Os espécimes foram moldados na vertical, ou seja, na direção de lançamento paralela a barra de aço. Quatro amostras foram ensaiadas para cada diâmetro de barra, as quais resultaram nas curvas do gráfico da Figura 33. A velocidade de carregamento dos ensaios foi de 0,3 mm/min até o término do processo de fissuração e de 1mm/min quando alcançado o patamar de escoamento da barra de aço.

Figura 32 – Ensaio de tirante: (a) Representação esquemática e (b) Procedimento.



Fonte: Jucá (2020).

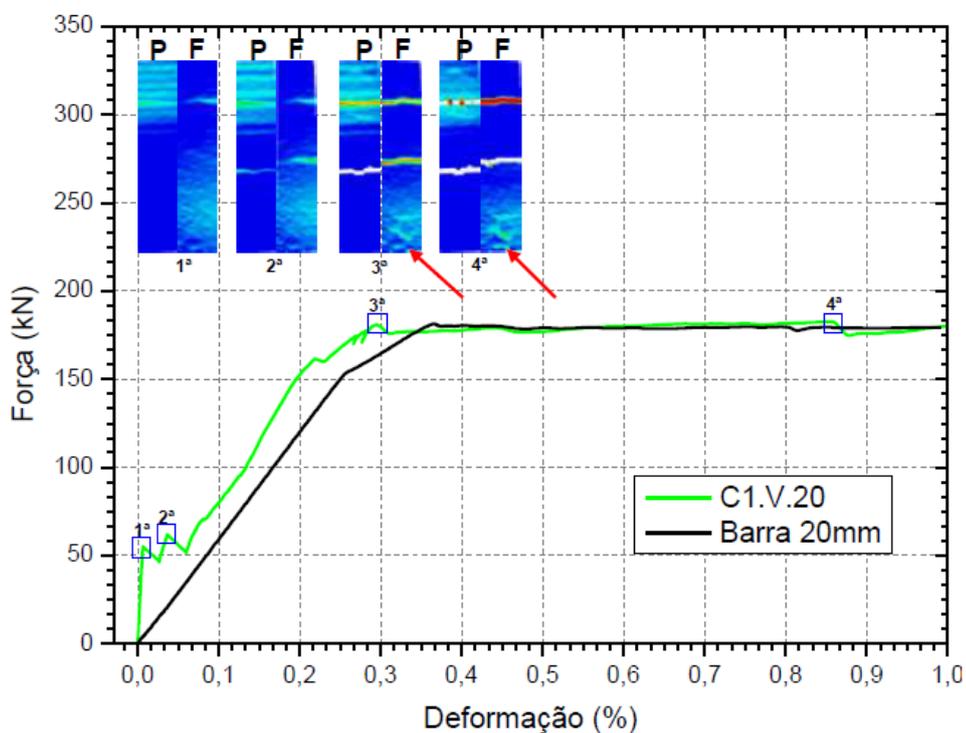
Figura 33 – Curvas de força x deformação para os tirantes, moldados na vertical, com barra de 20mm e 25mm.



Fonte: Adaptado de Jucá (2020).

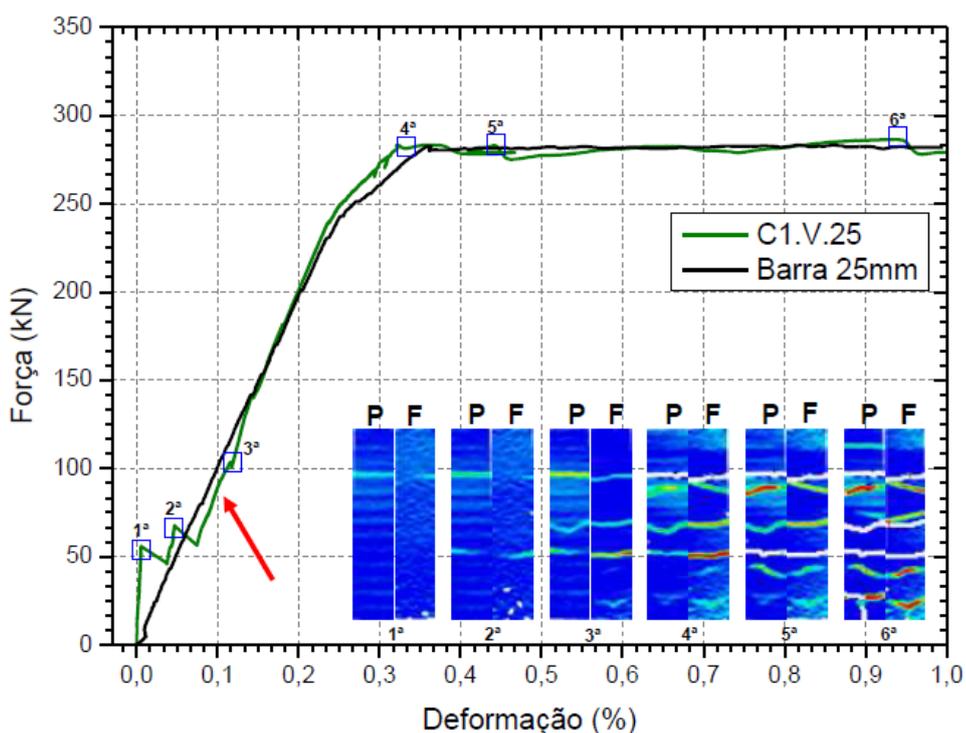
Durante os ensaios foram obtidas as deformações do concreto através de dois Transdutores de Deslocamento Variável Linear (LVDTs) (ver Figura 32) e a força de arrancamento registrada por uma célula de carga. Para análise do processo de fissuração foi utilizada a correlação digital de imagem (do inglês *Digital Image Correlation* - DIC). Portanto, os campos de deformação da face frontal (F) e posterior (P) dos tirantes foram estabelecidos para diversos pontos da curva força *versus* deformação. Os campos do espécime com barra de aço de 20mm estão apresentados na Figura 34 e para a de 25mm na Figura 35.

Figura 34 – Curva típica de força x deformação para os tirantes com barra de 20mm e aplicação de DIC.



Fonte: Jucá (2020).

Figura 35 – Curva típica de força x deformação para tirante com barra de 25mm e aplicação de DIC.



Fonte: Jucá (2020).

As propriedades do concreto utilizado na campanha experimental são apresentadas na Tabela 1. Por conseguinte, constam os valores médios e o coeficiente de variação da tensão de compressão, deformação máxima e módulo de elasticidade para o concreto aos 28 dias de idade.

Tabela 1 – Dados dos ensaios do comportamento à compressão axial.

Tensão de compressão		Deformação		Módulo de Elasticidade	
Valor médio (MPa)	CV (%)	Valor médio (mm/m)	CV (%)	Valor médio (GPa)	CV (%)
66,33	3,31	2,21	11,69	37,98	5,84

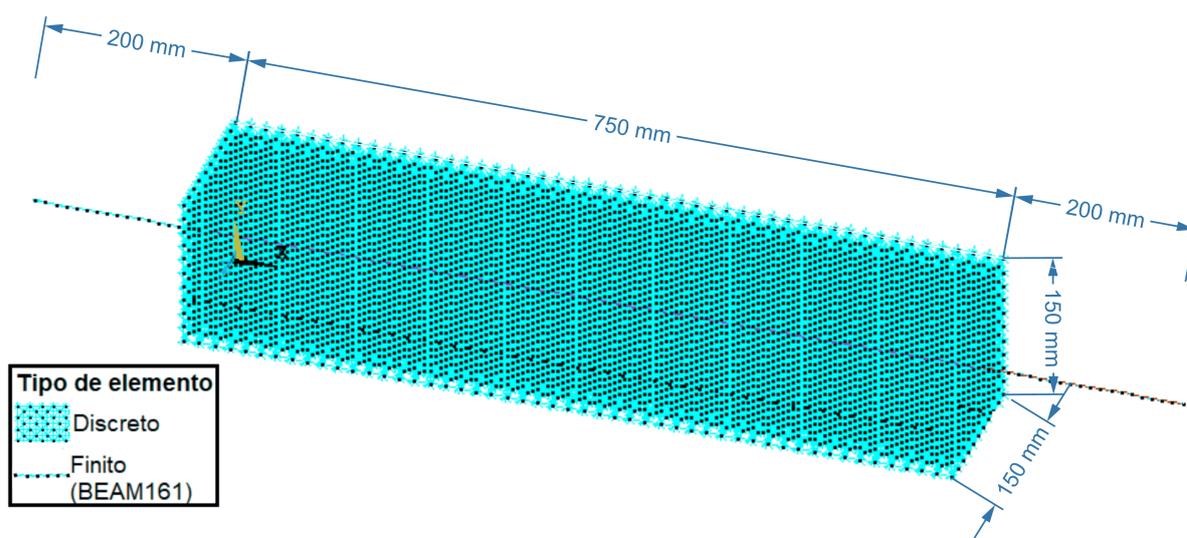
Fonte: Adaptado de Jucá (2020).

3.1.2 Descrição do modelo numérico

3.1.2.1 Tipos de elementos, discretização e condições de contorno

A Figura 36 mostra a discretização utilizada, bem como os diferentes tipos de elementos usados para representar o concreto e a barra de aço. O compósito cimentício é modelado usando elementos discretos, enquanto a barra de aço por elementos finitos de viga (3D Explicit-BEAM161). A adoção dos elementos de viga foi necessária, a fim de compatibilizar a malha do MEF com o LDEM, pois como foi visto na Figura 17, a parte discreta é formada pela repetição de cubos com dimensões idênticas. Dessa forma, inviabilizando analisar a barra de aço em sua forma real, então a mesma é modelada por uma linha, a qual leva em conta a geometria da seção transversal.

Figura 36 – Modelo 3D para a simulação do ensaio de tirante.



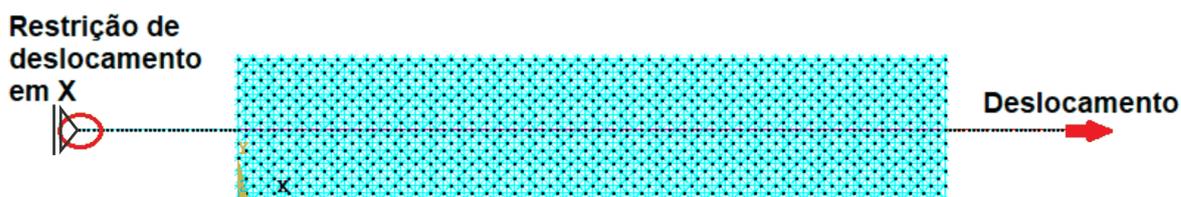
Fonte: Elaboração própria.

O modelo de elementos discretos tem uma distribuição simétrica de 5000 módulos cúbicos básicos. O comprimento L_c é igual a 15 mm. Além disso, a barra de

aço de elementos finitos consiste em 90 elementos.

A Figura 37 apresenta as condições de contorno aplicadas, que são as mesmas condições adotadas por Jucá (2020) durante a execução dos ensaios em laboratório. Portanto, os nós localizados na extremidade esquerda têm os deslocamentos restritos na direção x, enquanto nos nós localizados na extremidade direita, um deslocamento prescrito é aplicado na direção positiva do eixo x.

Figura 37 – Condições de contorno do modelo 3D para o Caso 1.



Fonte: Elaboração própria.

3.1.2.2 Leis constitutivas

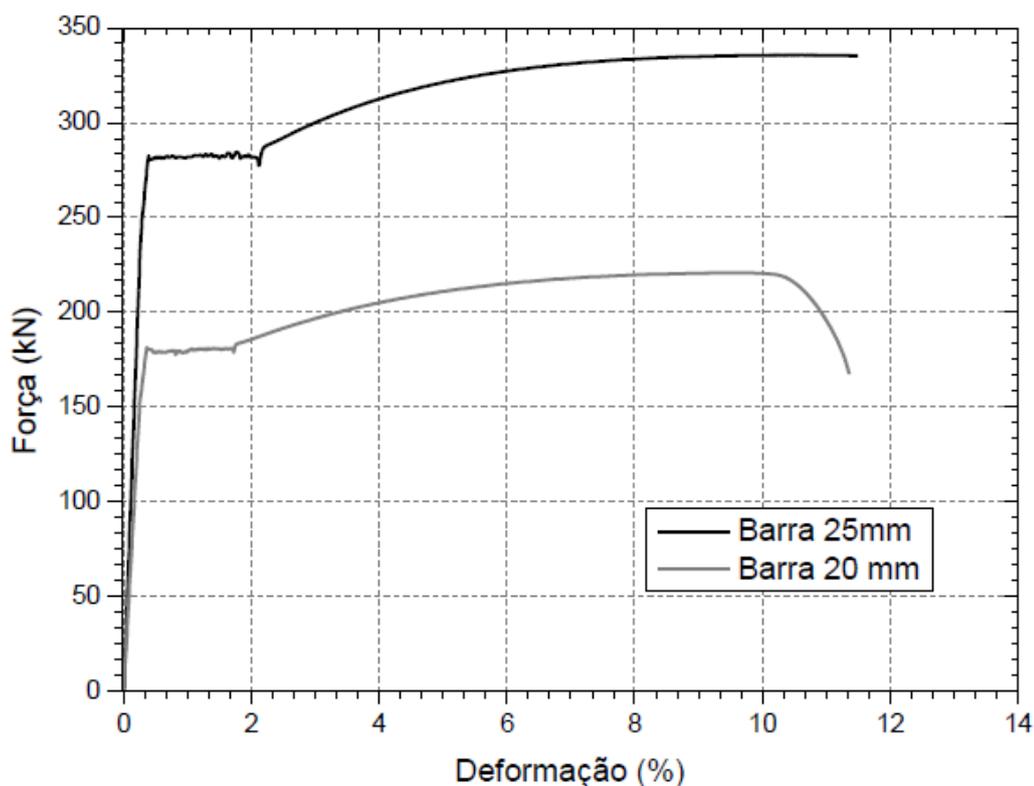
O comportamento do aço é caracterizado por uma curva tensão-deformação típica de um material elasto-plástico com encruamento. Os dados para descrever tal comportamento foram extraídos da caracterização mecânica realizada por Jucá (2020). A Tabela 2 apresenta a caracterização das barras de aço, com relação ao módulo de elasticidade (E), tensão de escoamento (σ_y) e tensão máxima (σ_{max}). Além disso, na Figura 38 são mostradas as curvas de força x deformação para os dois diâmetros estudados.

Tabela 2 – Módulo de elasticidade, tensão de escoamento e tensão máxima das barras de aço.

Barra	Módulo de Elasticidade (GPa)	Tensão de Escoamento (MPa)	Tensão máxima (MPa)
20mm	190,28	580,59	709,43
25mm	181,07	579,55	683,71

Fonte: Adaptado de Jucá (2020).

Figura 38 – Curvas de força x deformação das barras de aço de 20mm e 25mm.



Fonte: Jucá (2020).

Em relação ao concreto representado por elementos discretos, tanto as propriedades mecânicas quanto os parâmetros de entrada do LDEM são listados na Tabela 3. O módulo de elasticidade E do concreto autoadensável é obtido de Jucá (2020). As demais propriedades mecânicas não foram possíveis retirar da pesquisa do autor, pois o mesmo não realizou o ensaio de tração do concreto. Diante disso, a resistência à tração do concreto σ_p foi obtida por Marangon (2011), que ensaiou um concreto similar, e encontrou σ_p igual a 4,45MPa. Convém lembrar que o valor de ϵ_p é calculado como σ_p/E . Ademais, a densidade, ρ , também foi determinada por Marangon (2011).

A energia de fratura (G_f) em N/mm foi obtida pela Equação 3.1 proposta por CEB-FIP (1993). De acordo com Xu (1999), a energia de fratura está fortemente relacionada com duas propriedades do concreto, d_{max} , diâmetro máximo do agregado graúdo (mm) e f_{cm} que é a resistência à compressão média axial (MPa).

$$G_f = 0,0204 + 0,0056 \frac{(d_{max})^{0,95}}{8} \left(\frac{f_{cm}}{10} \right)^{0,7} \quad (3.1)$$

Tabela 3 – Propriedades mecânicas e parâmetros de entrada do LDEM.

	Propriedades mecânicas			Dados de entrada LDEM	
Modelo	$E(GPa)$	$\rho(kg/m^3)$	$\sigma_p(MPa)$	$\epsilon_p(\%)$	$G_f(N/m)$
Concreto	37,98	2.400	4,45	$1,17 \times 10^{-2}$	42,74

Fonte: Elaboração própria.

Em relação ao campo aleatório da energia de fratura, os comprimentos de correlação são iguais à $l_{cx} = 10L_c$, $l_{cy} = 10L_c$ e $l_{cz} = 10L_c$. O coeficiente de variação de energia de fratura (CV) é de 100% para as barras e em relação ao módulo cúbico é de cerca de 40%, conforme Puglia et al. (2019) e Zanichelli et al. (2021).

3.2 ESTUDO DE CASO 2: ENSAIO DE ARRANCAMENTO

Nesta subseção são descritos os detalhes da campanha experimental realizada no Laboratório de Estruturas e Materiais de Construção (LEMAC) da Universidade Federal do Pampa - Campus Alegrete, bem como o modelo 3D desenvolvido para simular o ensaio de arrancamento.

3.2.1 Descrição da campanha experimental

3.2.1.1 Composição do concreto e resistência à compressão

A composição do concreto foi baseada na desenvolvida por Vale Silva (2010) que seguiu algumas sugestões de Helene e Terzian (1992). Segundo o Autor, o traço apresentava um teor de argamassa de 57%. Além disso, o aditivo superplastificante era fixado em 0,26% da massa do cimento. No entanto, nesta pesquisa o teor de superplastificante foi alterado, devido a diferença do tipo do aditivo utilizado, para 0,13%. O traço de Vale Silva (2010), apresentado na Tabela 4, obteve um concreto com resistência à compressão média de 27,8 MPa.

Tabela 4 – Composição do concreto de Vale Silva (2010).

Material	Consumo (kg/m ³)
Cimento	318,33
Brita	958,09
Areia	933,65
Água	200,64
Superplastificante	0,83

Fonte: Adaptado de Vale Silva (2010).

Os materiais foram inseridos na betoneira na seguinte ordem: Brita, 70% da água, cimento, areia, restante da água e o superplastificante. Após a mistura, foi feita a moldagem dos corpos de prova destinados à compressão e ao arrancamento.

A Figura 39 mostra os corpos de prova cilíndricos produzidos para o ensaio de compressão. Na sequência, os espécimes foram submetidos à cura em câmara úmida por 28 dias. Após os 28 dias, foram realizados os ensaios.

Figura 39 – Corpos de prova cilíndricos destinados ao ensaio de resistência à compressão axial do concreto.



Fonte: Acervo próprio.

O ensaio de compressão seguiu as recomendações da NBR 5739 (ABNT, 2018). A investigação foi realizada na prensa com célula de carga de 1500KN, como pode ser visto na Figura 40.

Figura 40 – Ensaio de resistência à compressão.



Fonte: Acervo próprio.

3.2.1.2 Geometria e configuração do ensaio de arrancamento

Foram produzidos três corpos de prova, conforme as especificações da RILEM/CEB/FIP RC6 (1983) destinados ao ensaio de arrancamento, com barras de aço nervuradas de 16 mm embebidas no centro da seção transversal. A configuração dos espécimes seguiu as considerações descritas na Figura 7. Vale ressaltar que o trecho de comprimento não aderente foi feito com auxílio de um tubo de PVC.

Ainda convém lembrar que os prismas de concreto possuíam as dimensões mínimas de 200mm, em virtude do diâmetro da barra estabelecer lados para o prisma menores que o mínimo determinado pela norma. A Figura 41 apresenta imagens da moldagem dos espécimes produzidos nesta pesquisa. O lançamento do concreto nas fôrmas foi na mesma direção da barra de aço, ou seja, paralela a barra.

Figura 41 – Moldagem dos corpos de prova destinados ao arrancamento.

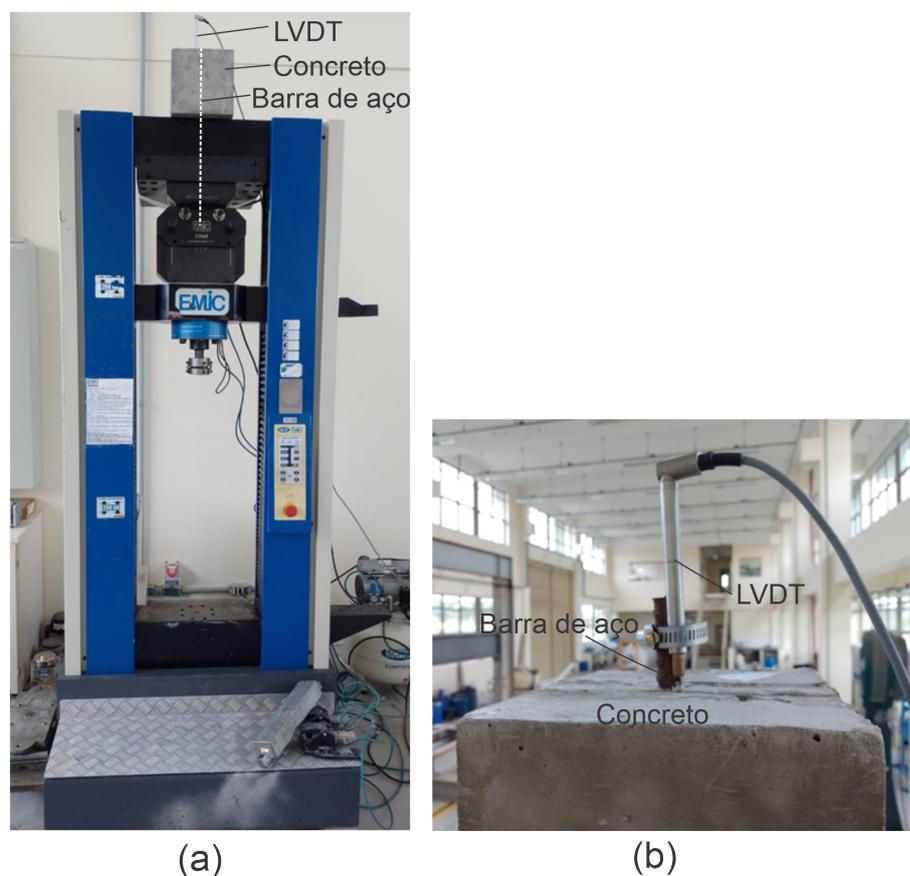


Fonte: Acervo próprio.

O ensaio de arrancamento proposto pela RILEM/CEB/FIP RC6 (1983) foi realizado utilizando a máquina de ensaios universais EMIC com capacidade de carga de 200kN (ver Figura 42a) com uma velocidade de 0,1 mm/min.

Durante os ensaios foram registrados a força de arrancamento e deslizamento. A força de arrancamento é medida a partir da célula de carga, enquanto a medida do deslizamento é realizada usando um LVDT (modelo de 10 mm) fixado à barra e posicionado com sua extremidade sobre a superfície do prisma de concreto, conforme mostrado na Figura 42b.

Figura 42 – Ensaio de Arrancamento: (a) esquema do ensaio e (b) posicionamento do LVDT.



Fonte: Acervo próprio.

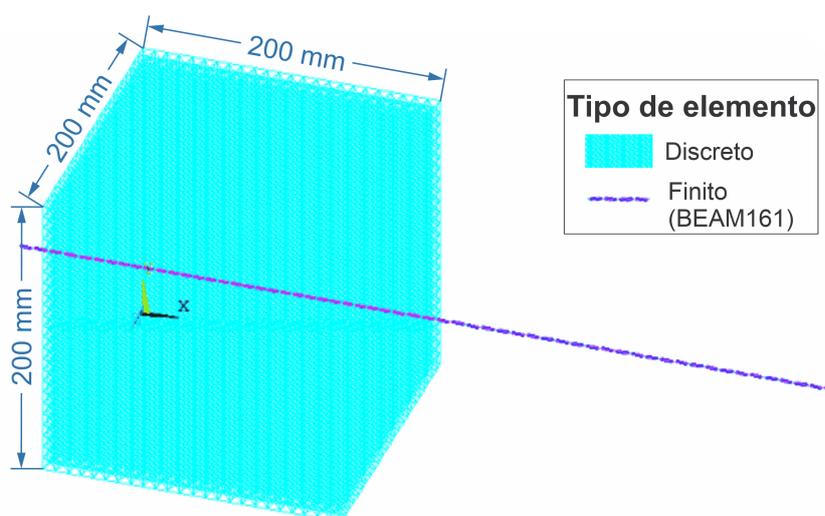
3.2.2 Descrição do modelo numérico

O ensaio de arrancamento, descrito na subseção anterior, foi simulado usando um modelo 3D. A abordagem é similar à aplicada nos tirantes (seção 3.1.2).

3.2.2.1 Tipos de elementos, condições de contorno e discretização

A Figura 43 mostra a discretização utilizada bem como os diferentes tipos de elementos usados para modelar o concreto e a barra de aço. Então, o concreto é modelado usando elementos discretos, enquanto a barra de aço é modelada usando elementos finitos de viga (3D Explicit-BEAM161). Vale destacar que apenas os nós da parcela aderente (ver Figura 7) são compartilhados entre o MEF e o LDEM.

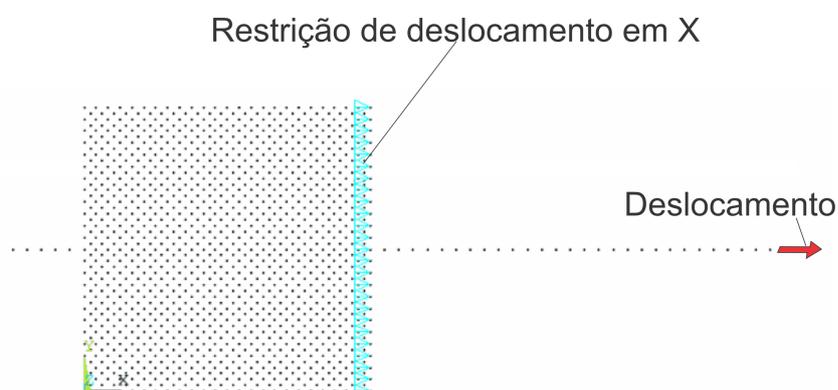
Figura 43 – Tipos de elementos utilizados no modelo de arrancamento.



Fonte: Elaboração própria.

A Figura 44 apresenta as condições de contorno aplicadas, a fim de simular as mesmas condições aplicadas durante a execução dos ensaios em laboratório. Por conseguinte, os nós localizados na face frontal do cubo de concreto têm os deslocamentos restritos na direção x . Enquanto, no nó localizado na extremidade direita são aplicados deslocamentos prescritos na direção positiva do eixo x .

Figura 44 – Condições de contorno do modelo de arrancamento.



Fonte: Elaboração própria.

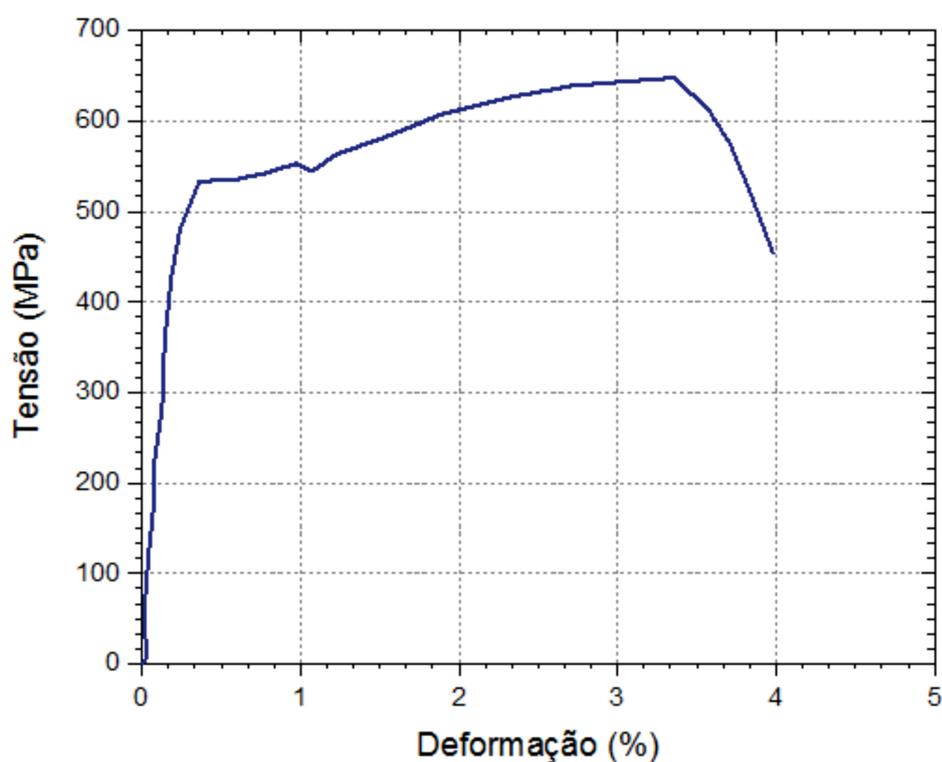
A parcela em elementos discretos possui 13.824 módulos cúbicos básicos. Mais exato, 24 módulos cúbicos são empregados em cada uma das direções. O comprimento do módulo cúbico L_c é considerado igual a 8,335mm. A parte em elementos finitos é composta por 58 elementos.

3.2.2.2 Leis constitutivas

O comportamento do aço é caracterizado por uma curva tensão-deformação típica de um material elasto-plástico com encruamento. Os dados para descrever tal

comportamento foram extraídos da caracterização mecânica realizada por Marangon (2011) e apresentado na Figura 45. Assim, o aço é caracterizado por: módulo de elasticidade (E) igual a 210,2 GPa, tensão de escoamento (σ_y) igual a 547 MPa e tensão máxima (σ_{max}) igual a 651 MPa.

Figura 45 – Curva de tensão x deformação de barras de aço de 16mm.



Fonte: Adaptado de Marangon (2011).

Em relação ao concreto representado por elementos discretos, tanto as propriedades mecânicas quanto os parâmetros de entrada do LDEM são apresentados na Tabela 5. As propriedades mecânicas do concreto aos 28 dias, em termos do módulo de elasticidade, E , é definido em Vale Silva (2010). Enquanto o valor de energia de fratura, G_f , será calculado a partir da Equação 3.2, apresentada por CEB-FIP (2013). A densidade no estado fresco, ρ , foi caracterizada por Vale Silva (2010). O valor de ϵ_p é calculado como σ_p/E , onde σ_p é a resistência a tração do concreto, adotada como um décimo da resistência à compressão média encontrada em laboratório.

$$G_f = 73 \cdot f_{cm}^{0,18} \quad (3.2)$$

Tabela 5 – Propriedades mecânicas e parâmetros de entrada.

Modelo	Propriedades mecânicas			Dados de entrada LDEM	
	$E(GPa)$	$\rho(kg/m)$	$\sigma_p(MPa)$	$\epsilon_p(\%)$	$G_f(N/m)$
Concreto	36,1	2.360	1,82	$9,08 \times 10^{-3}$	123,07

Fonte: Elaboração própria.

Em relação ao campo aleatório da energia de fratura, os comprimentos de correlação são iguais à $l_{cx} = 10L_c$, $l_{cy} = 10L_c$ e $l_{cz} = 10L_c$. O coeficiente de variação de energia de fratura (CV) é de 100%. Serão estudados três campos aleatórios diferentes, igual ao número de espécimes ensaiados.

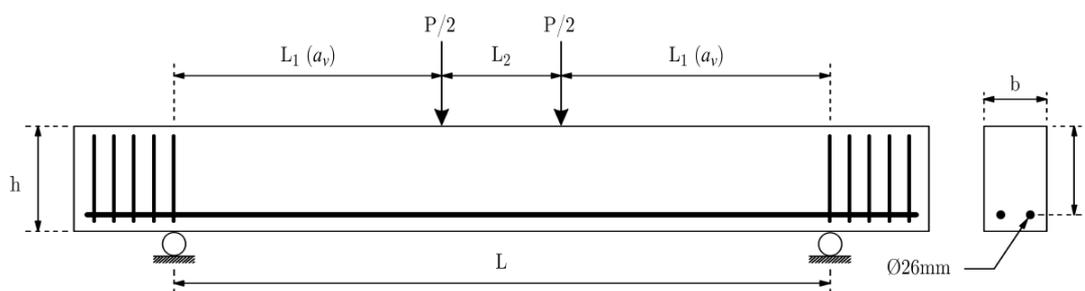
3.3 ESTUDO DE CASO 3: ENSAIO DE CISALHAMENTO DE STUTTGART

3.3.1 Descrição da campanha experimental

Os ensaios de *Stuttgart Shear Tests*, em outras palavras, ensaios de flexão em quatro pontos de vigas de concreto armado, foram desenvolvidos por Leonhardt e Walther (1964). A escolha deste estudo se deu pela ampla gama de modos de falhas exibidos e por apresentar uma série abrangente de dez vigas para validação do modelo numérico. No entanto, a análise numérica é desenvolvida em apenas quatro vigas, denominadas de 3, 5, 7 e 10 por Leonhardt e Walther (1964).

A Figura 46 ilustra a configuração do ensaio, que consiste basicamente em uma viga prismática simplesmente apoiada, submetida a dois pontos de aplicação de carga ($P/2$) e sem armadura transversal. No entanto, é armada longitudinalmente por duas barras de 26mm de diâmetro. As dimensões da seção transversal do elemento de concreto são 190mm x 320mm, e possui (d) de 270mm, que é a distância da fibra de compressão mais superior ao centro da armadura de tração. Ainda na Figura 46 são exemplificados os vãos de cisalhamento (a_v), definidos como a distância entre a carga pontual aplicada e o ponto de restrição mais próximo. Os valores dessas distâncias e dos demais comprimentos para as diferentes vigas estão listados na Tabela 6.

Figura 46 – Representação esquemática dos ensaios de cisalhamento de Stuttgart.



Fonte: Leonhardt e Walther (1964) e Hobbs (2021).

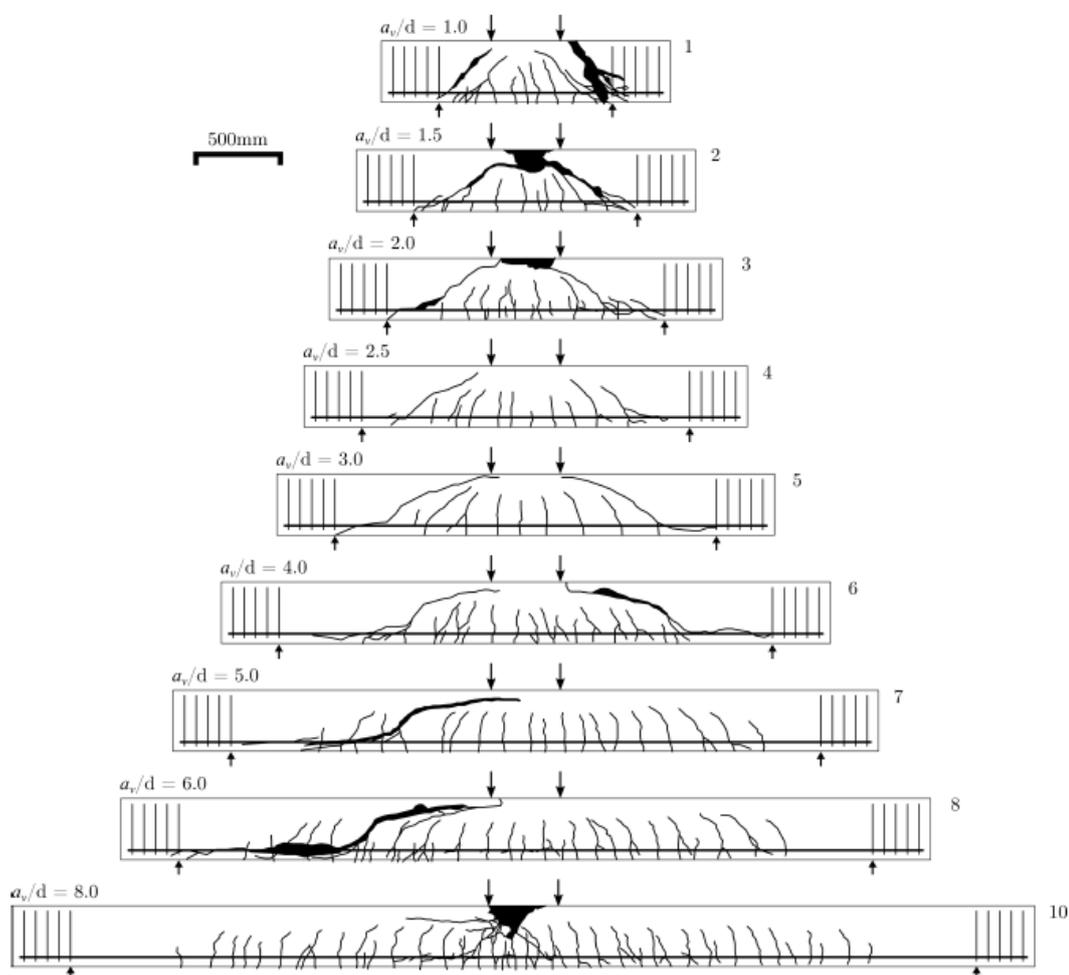
Tabela 6 – Teste de cisalhamento de Stuttgart - Dimensões experimentais.

Viga	$L(m)$	$L_1(m)$	$L_2(m)$	a_v/d
1	0,90	0,27	0,36	1,0
2	1,15	0,40	0,35	1,5
3	1,45	0,54	0,37	2,0
4	1,70	0,67	0,36	2,5
5	1,95	0,81	0,33	3,0
6	2,55	1,10	0,35	4,0
7	3,10	1,35	0,40	5,0
8	3,60	1,62	0,36	6,0
10	4,70	2,16	0,38	8,0

Fonte: Adaptado de Hobbs (2021).

A configuração de ruptura experimental das nove vigas estão apresentadas na Figura 47. Leonhardt e Walther (1964) determinaram que apenas a viga 10 apresentou modo de falha por flexão, as demais falharam por cisalhamento.

Figura 47 – Comportamento de ruptura das vigas ensaiadas por Leonhardt e Walther (1964).

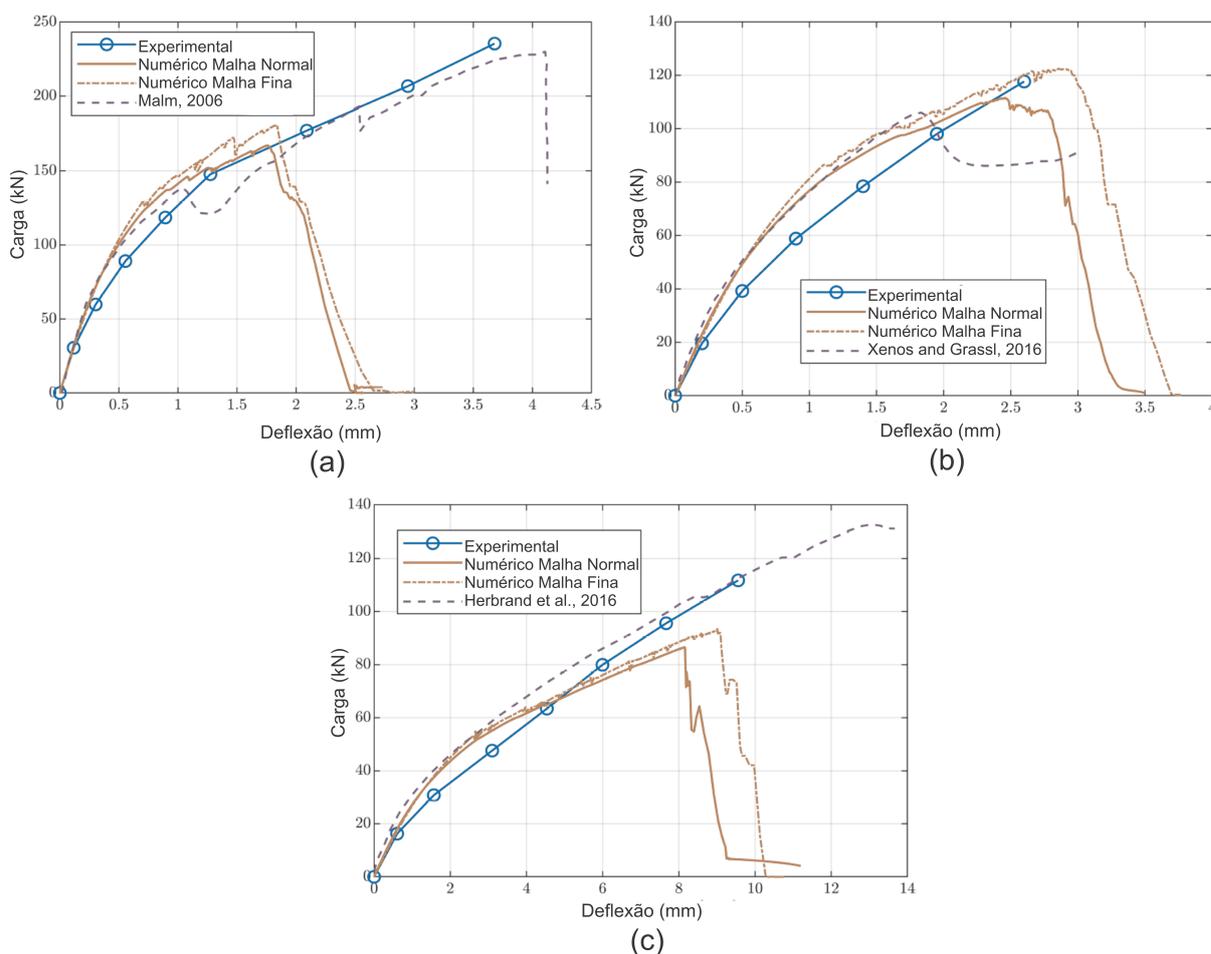


Fonte: Leonhardt e Walther (1964) e Hobbs (2021).

Os resultados experimentais obtidos por Leonhardt e Walther (1964) estão apresentados na Figura 48 para as vigas 3, 5 e 7. Leonhardt e Walther (1964) não apresentaram o comportamento global para a viga 10, apenas a configuração de ruptura e o valor da carga máxima.

Na Figura 48 também são apresentados resultados de outros modelos numéricos como de Hobbs (2021) (denominados de Numérico malha normal e malha fina na legenda da figura) utilizando a teoria Peridinâmica, Malm (2006) usando dois programas de elementos finitos, ATENA e Abaqus, Xenos e Grassl (2016) que modelaram a Viga 5 por meio de um modelo de dano-plasticidade CDPM2, e por fim, Herbrand et al. (2016) que utilizaram um modelo de material plástico danificado no *software* Abaqus para a simulação da viga 7.

Figura 48 – Curvas de carga *versus* deflexão no meio do vão: (a) Viga 3, (b) Viga 5 e (c) Viga 7.



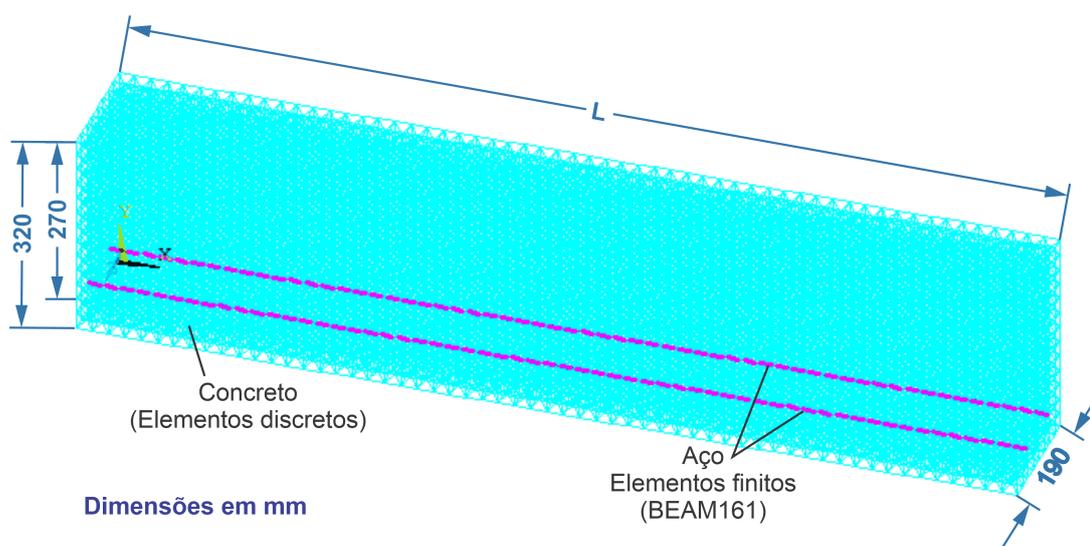
Fonte: Adaptado de Hobbs (2021).

3.3.2 Descrição do modelo numérico

3.3.2.1 Tipos de elementos, discretização e condições de contorno

A Figura 49 mostra a discretização utilizada, bem como os diferentes tipos de elementos usados para representar o concreto e as barras de aço. O compósito cimentício é modelado usando elementos discretos. Enquanto, os dois vergalhões por elementos finitos de viga (3D Explicit-BEAM161), o qual leva em conta a geometria da seção transversal.

Figura 49 – Modelo 3D para a simulação do ensaio de cisalhamento de Stuttgart.

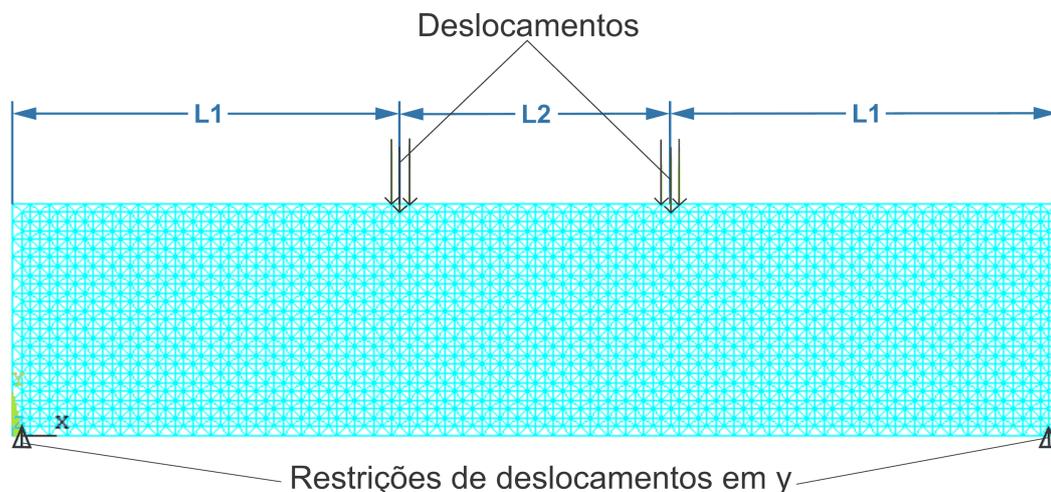


Fonte: Elaboração própria.

A quantidade de elementos finitos e discretos depende das dimensões da viga em análise, como mostrado na Tabela 6, no entanto, o comprimento do módulo cúbico L_c é considerado igual a 25 mm para os modelos numéricos das Vigas 3, 5 e 7.

A Figura 50 apresenta as condições de contorno aplicadas, que buscam aproximar as condições de ensaio adotadas por Leonhardt e Walther (1964) durante a execução dos ensaios em laboratório. Portanto, os nós localizados nas extremidades e nas regiões mais próximas à base têm os deslocamentos restritos na direção y , enquanto, nos nós situados nas áreas de aplicação de carga são aplicados deslocamentos prescritos na direção negativa do eixo y .

Figura 50 – Condições de contorno do modelo 3D para o ensaio de cisalhamento de Stuttgart.

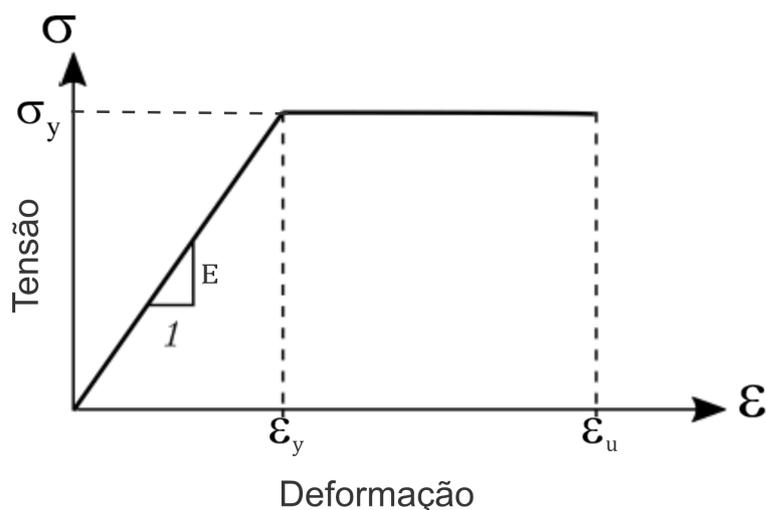


Fonte: Elaboração própria.

3.3.2.2 Leis constitutivas

O comportamento do aço é caracterizado por uma curva tensão-deformação típica de um material elasto-plástico perfeito. A Figura 51 esquematiza a curva de tensão x deformação adotada para representar o aço, o qual possui módulo de elasticidade (E) de 208GPa e tensão de escoamento (σ_y) de 465MPa .

Figura 51 – Curva tensão x deformação que caracteriza o aço empregado no teste de cisalhamento de Stuttgart.



Fonte: Adaptado de Hobbs (2021).

Em relação ao concreto representado por elementos discretos, tanto as propriedades mecânicas quanto os parâmetros de entrada do LDEM são listados na Tabela 7, para cada uma das vigas. As propriedades mecânicas do concreto foram extraídas

das pesquisas de Leonhardt e Walther (1964) e Hobbs (2021), como o módulo de elasticidade (E_c), a resistência à compressão do concreto (f_{cm}) e a energia de fratura (G_f). A resistência à tração do concreto σ_p foi considerada 1/10 de f_{cm} . Convém lembrar que o valor de ϵ_p é calculado como σ_p/E . Ademais, a densidade, ρ , foi considerada de um concreto convencional igual à 2.400 kg/m^3 .

Tabela 7 – Propriedades mecânicas e parâmetros de entrada do LDEM.

Viga	Propriedades Mecânicas		Dados de entrada LDEM	
	σ_p (MPa)	E_c (GPa)	ϵ_p (%)	G_f (N/m)
3	2,86	30,5	$9,4 \times 10^{-3}$	133
5	2,86	30,5	$9,4 \times 10^{-3}$	133
7	2,96	30,9	$9,6 \times 10^{-3}$	134
10	2,89	30,6	$9,4 \times 10^{-3}$	134

Fonte: Elaboração própria.

Em relação ao campo aleatório da energia de fratura, foram analisados três aleatoriedades por viga com comprimentos de correlação iguais à $l_{cx} = 4,0L_c$, $l_{cy} = 4,0L_c$ e $l_{cz} = 4,0L_c$. O coeficiente de variação de energia de fratura (CV) é de 100% para as barras, conforme Puglia et al. (2019) e Zanichelli et al. (2021).

4 ANÁLISE DOS RESULTADOS

4.1 ESTUDO DE CASO 1: ENSAIO DE TIRANTE

As subseções a seguir apresentam os resultados dos modelos híbridos desenvolvidos para as simulações dos ensaios de tirantes para as barras de 20 e 25 mm.

Parte dos resultados apresentados a seguir foram publicados em:

COSTA, Matheus Machado; Maragon, Ederli; Friedrich, Leandro Ferreira. Análise Numérica do Comportamento de enrijecimento à tração e formação de fissuras em elementos de concreto armado. *Proceedings of the 2nd Ibero-American Conference on Composite Materials IAMaC 2023*. São Carlos: EESC/USP, 2023, p. 13-19;

e um artigo em processo de submissão:

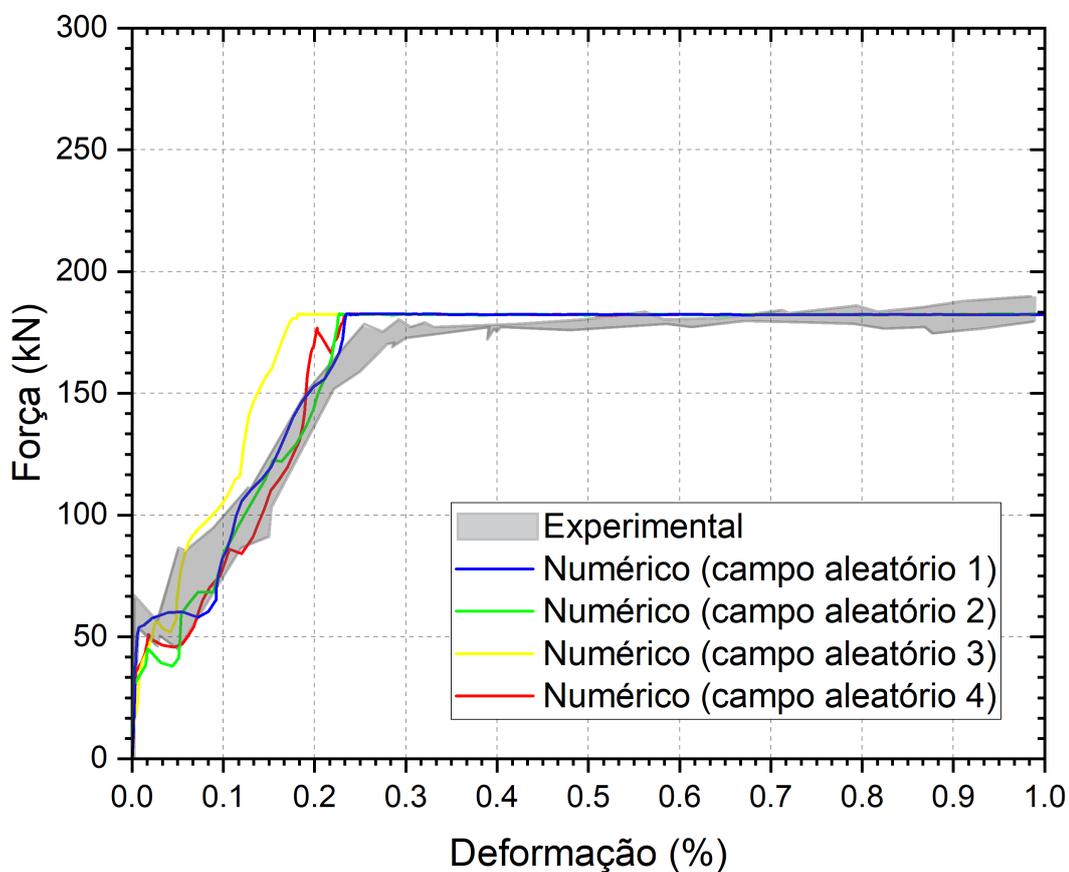
COSTA, Matheus M.; MARANGON, Ederli; KOSTESKI, Luis E.; FRIEDRICH, Leandro F.; JUCÁ, Pedro H. O.; COCCO, Guilherme D.; MROGINSKI, Javier L.; COLPO, Angélica B. *Experimental and numerical analysis of the tension stiffening of SCC with hybrid reinforcement. Composites Part B: Engineering*, 2024.

4.1.1 Resultados numéricos: tirante com barra de 20mm

Os resultados numéricos para a barra de 20mm são apresentados na Figura 52 em termos da relação força-deformação considerando diferentes campos aleatórios. A variação dos resultados experimentais é representada pela sombra em cinza na figura. Segundo Jucá (2020), a NBR6118 ABNT (2014) especifica que a deformação máxima permitida para o aço é de 1%, portanto as análises são restritas até esse limite.

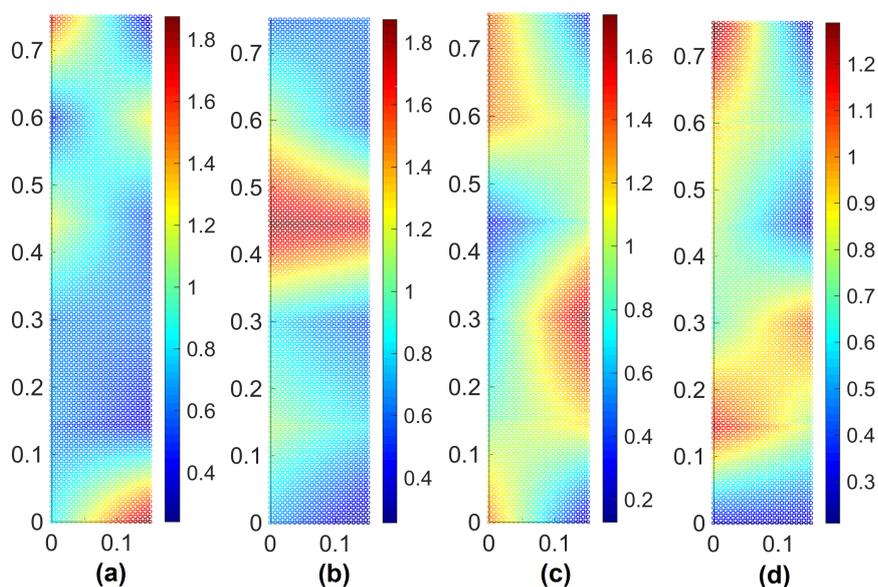
A Figura 53 mostra a distribuição de G_f utilizada para cada simulação, considerando um corte longitudinal no centro da amostra, paralelo à barra. Mais especificadamente, a barra de cores à direita mostra o fator que multiplica o valor de G_f .

Figura 52 – Comparação entre os dados experimentais e os resultados numéricos dos tirantes com barra de aço de 20mm, considerando quatro diferentes campos aleatórios de G_f .



Fonte: Elaboração própria.

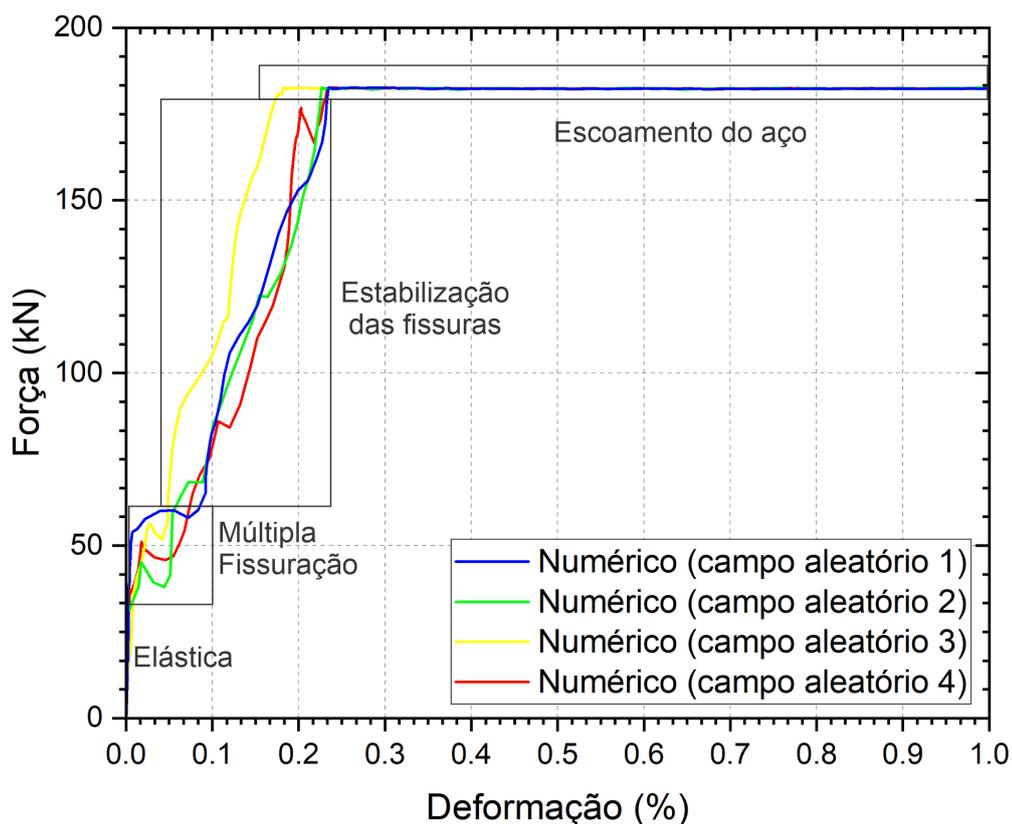
Figura 53 – Campos aleatórios utilizados nos tirantes de 20mm: (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2, (c) campo aleatório 3 e (d) campo aleatório 4.



Fonte: Elaboração própria.

A Figura 52 mostra que os resultados numéricos têm boa correlação com as observações experimentais, estando as curvas numéricas dentro da variação do resultado experimental. Na modelagem é possível distinguir perfeitamente os trechos de fase elástica, múltipla fissuração, estabilização das fissuras e escoamento do aço, como pode ser visto esquematizado na Figura 54.

Figura 54 – Resultados numéricos com distinção dos trechos de acordo com Aveston, Cooper e Kelly (1971).



Fonte: Elaboração própria.

Para uma melhor interpretação dos resultados, a fim de quantificá-los, foi calculado o erro relativo entre os dados numéricos e experimentais. Os pontos escolhidos para os cálculos foram nas transições entre as fases (ver Figura 54). A Tabela 8 apresenta as médias das forças e deformações nos pontos em análise, tanto experimental como numérico, e os erros relativos calculados. Analisando os dados é possível verificar que o final da múltipla fissuração é o trecho onde os erros são maiores, devido ao fato de que o processo é complexo de ser capturado pelo modelo. Ademais, o elevado erro relativo encontrado de força no final da fase elástica pode ser contornado aplicando outros campos aleatórios.

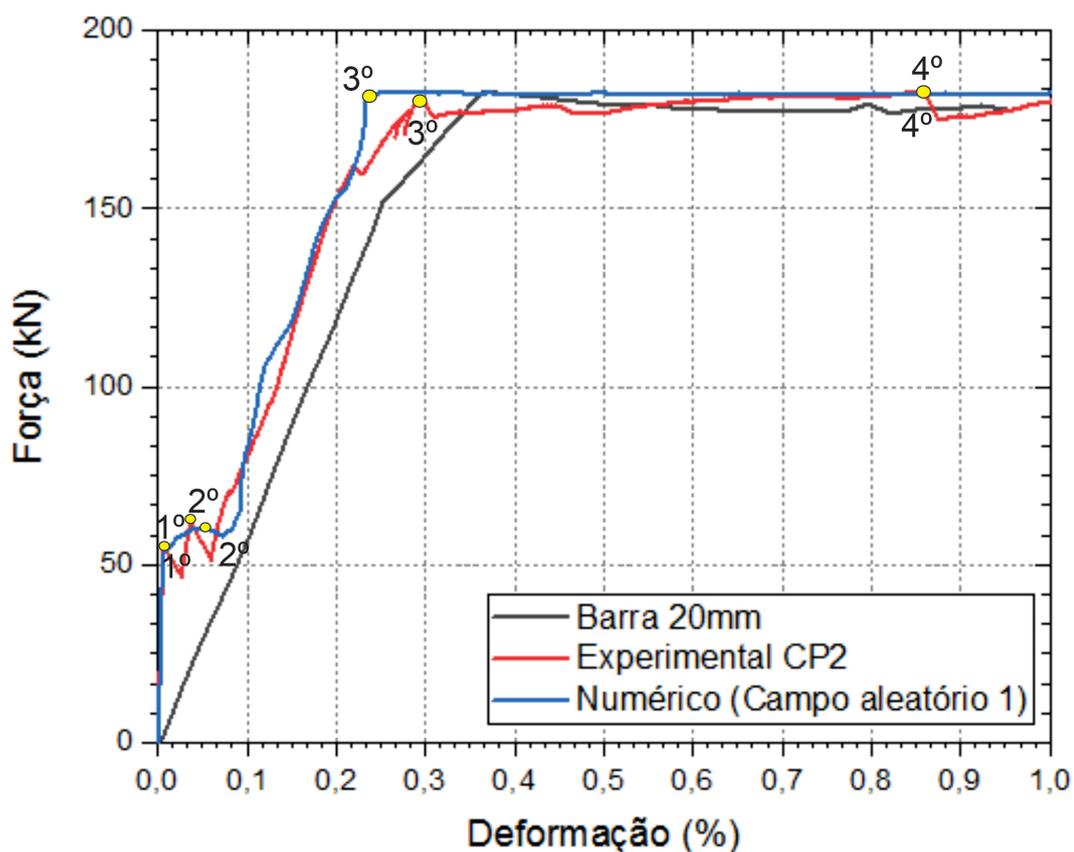
Tabela 8 – Erros relativos de força e deformação entre os dados experimentais e numéricos para os tirante de 20mm.

	Final da fase elástica		Final da múltipla fissuração		Início do escoamento	
	Força (kN)	Deformação (%)	Força (kN)	Deformação (%)	Força (kN)	Deformação (%)
Experimental						
CP1	63,43	0,0073	62,08	0,0447	179,45	0,3206
CP2	53,11	0,0061	61,61	0,0679	180,70	0,2910
CP3	67,49	0,0027	67,41	0,0325	172,57	0,2621
CP4	54,84	0,0076	55,62	0,0670	178,94	0,2546
Média	59,72	0,0060	61,68	0,0531	177,91	0,2821
Numérico						
Campo 1	53,96	0,0073	60,35	0,0836	182,20	0,2399
Campo 2	30,39	0,0025	41,42	0,0510	181,20	0,2259
Campo 3	36,94	0,0090	57,39	0,0485	182,37	0,1863
Campo 4	35,51	0,0036	50,47	0,0617	182,60	0,2425
Média	39,20	0,0056	52,41	0,0612	182,09	0,2237
Erro relativo (%)	34,36	5,40	15,04	15,36	2,35	20,71

Fonte: Elaboração própria.

Todavia, o resultado numérico relacionado ao campo aleatório 1, apresenta a melhor distinção desses trechos (conforme a Figura 52) e aproximação com o experimental, como pode ser visto na Tabela 8. Diante disso, uma investigação detalhada do processo de fissuração, é realizada e comparada com o resultado experimental apresentado por Jucá (2020) para o CP 02. Os resultados, experimental e numérico, são confrontados em termos da relação força-deformação na Figura 55. A resposta da barra isolada em tração também é apresentada na Figura. Os pontos de 1 a 4 adotados por Jucá (2020) indicam o surgimento da primeira fissura, segunda fissura, início do escoamento e escoamento, respectivamente. Estes mesmos pontos são destacados na curva do resultado numérico.

Figura 55 – Comparação dos resultados experimental (CP2) e numérico (Campo aleatório 1) para o vergalhão de 20mm em termos da relação força x deformação.



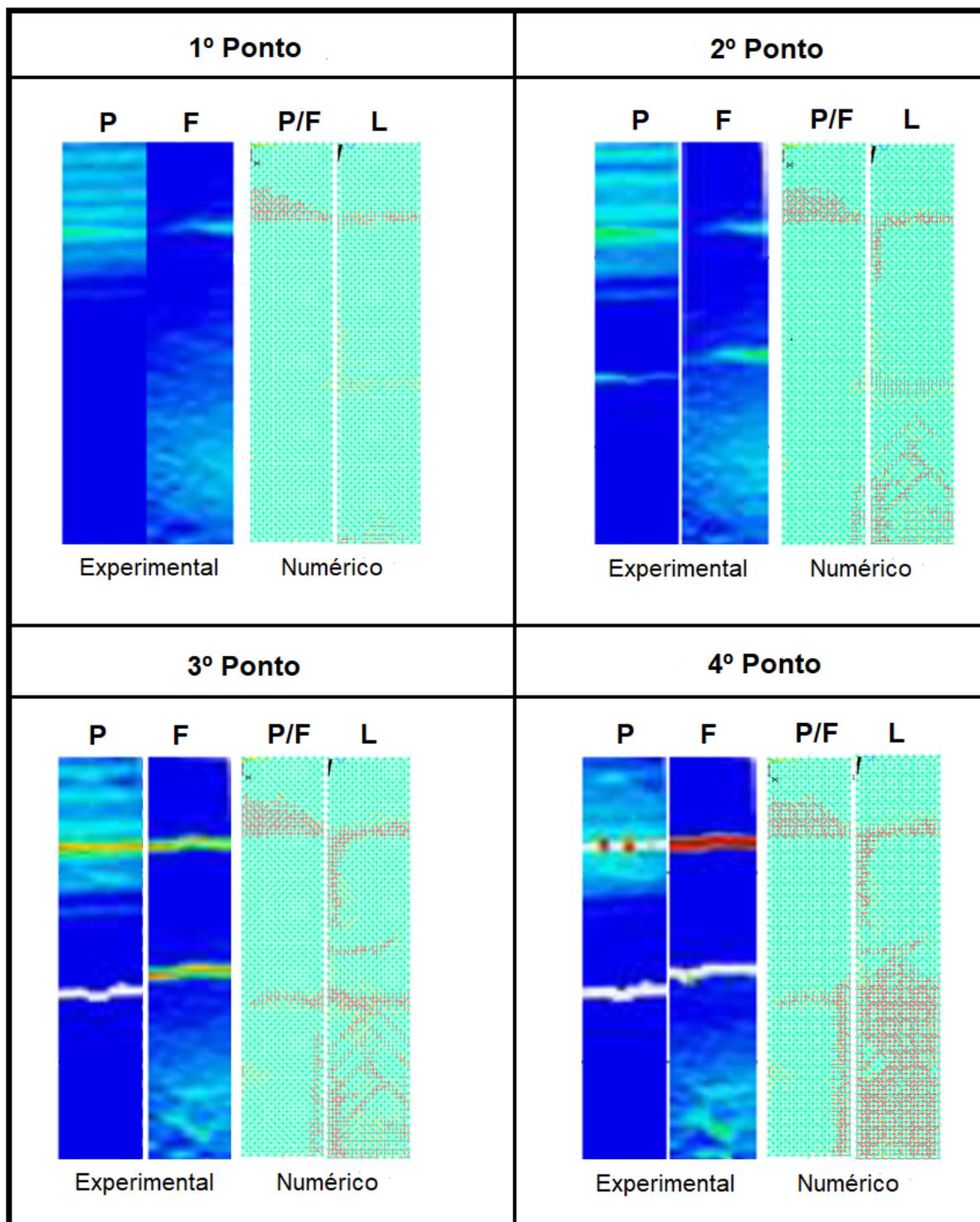
Fonte: Elaboração própria.

A Figura 56 mostra a comparação da configuração de ruptura dos resultados experimental e numérico para os pontos de 1 a 4 indicados na Figura 55. Nos resultados numéricos apresentados, as barras em vermelho indicam as barras rompidas, em laranja as barras danificadas e em ciano as barras não danificadas.

Em Jucá (2020), com o uso do DIC, é possível ver a configuração de ruptura das faces frontal (F) e posterior (P). Nas simulações numéricas, além da face frontal, foi acrescida a face lateral (L) à comparação. A partir da Figura 56 nota-se que as fissuras surgiram no patamar de fissuração, ou seja, até o 2º ponto da Figura 55. Ademais, é possível notar a ocorrência do fendilhamento na parte inferior do tirante, como pode ser visto nos pontos 2, 3 e 4, tendo o mecanismo iniciado ao fim do trecho de múltipla fissuração.

A eficácia do modelo híbrido 3D é comprovada pela aproximação do comportamento global (força *versus* deformação) e configuração de ruptura obtidos pelo LDEM-DYNA com os dados experimentais.

Figura 56 – Comparação entre os padrões de fratura obtidas por Jucá (2020) com o uso do DIC e as obtidas pelo LDEM-DYNA.

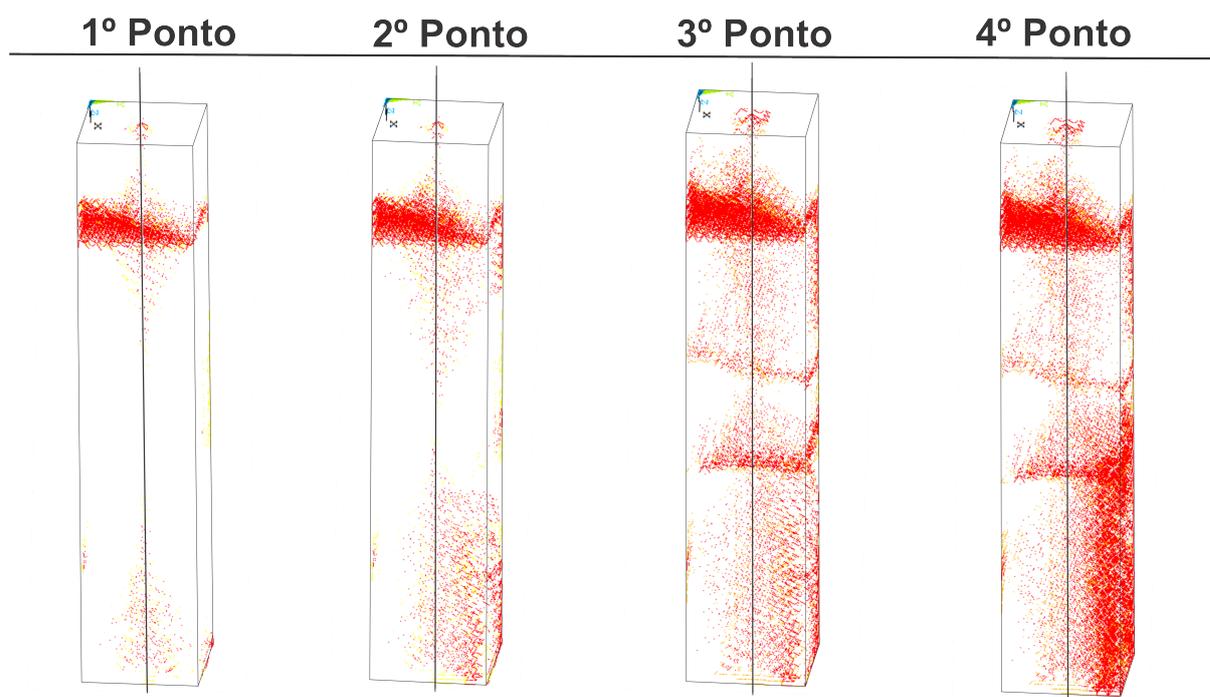


Fonte: Elaboração própria.

A Figura 57 complementa as informações apresentadas na Figura anterior com relação à configuração das rupturas, pois as fissuras podem ser analisadas nas três dimensões. Além disso, permite visualizar os resultados no interior do tirante, em outros

termos, na região mais próxima a barra de aço. Os pontos em análise são os mesmos da Figura 55. Vale ressaltar, que a partir da figura, é possível ver com maiores detalhes o surgimento e aumento da quantidade de barras rompidas ao longo do comprimento da barra de aço com o aumento da deformação, bem como as superfícies fraturadas que ocorrem de forma não planar.

Figura 57 – Evolução do dano na análise numérica com imagens 3D.



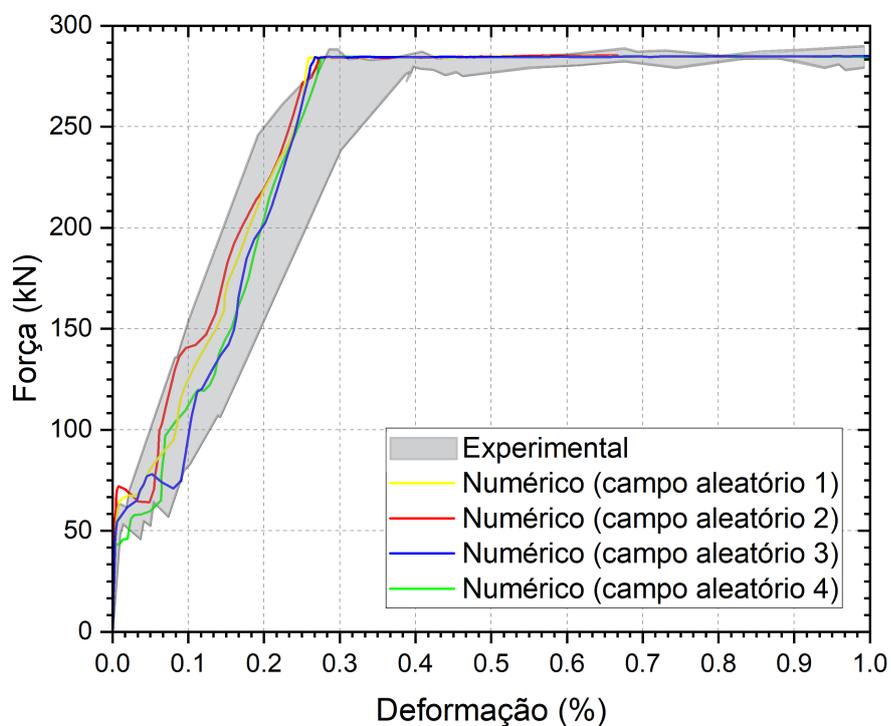
Fonte: Elaboração própria.

4.1.2 Resultados numéricos: tirante com barra de 25mm

A análise numérica dos tirantes com barra de 25mm resultaram nas curvas de força-deformação apresentadas na Figura 58, considerando campos aleatórios distintos. Os dados numéricos foram confrontados com a variação dos resultados experimentais, representada pela sombra em cinza na Figura.

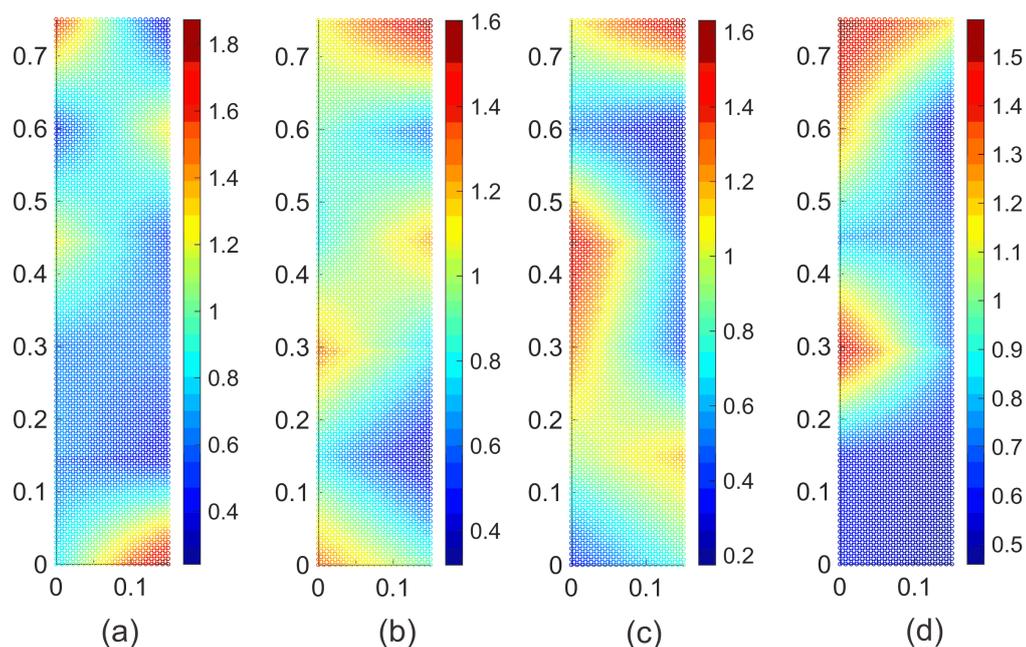
A Figura 59 mostra a distribuição de G_f utilizada para cada simulação, considerando um corte longitudinal no centro da amostra, paralelo à barra. Ademais, a barra de cores à direita mostra o fator que multiplica o valor de G_f .

Figura 58 – Comparação entre os dados experimentais e os resultados numéricos dos tirantes com barra de aço de 25mm, considerando quatro diferentes campos aleatórios de G_f .



Fonte: Elaboração própria.

Figura 59 – Campos aleatórios utilizados no modelo 3D de tirantes de 25mm: (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2, (c) campo aleatório 3 e (d) campo aleatório 4.



Fonte: Elaboração própria.

A Figura 58 mostra que os resultados numéricos têm boa correlação com as observações experimentais, estando as curvas numéricas dentro da variação do resultado experimental. Na modelagem é possível distinguir perfeitamente os trechos de fase elástica, múltipla fissuração, estabilização das fissuras e escoamento do aço.

Para uma melhor interpretação dos resultados, a fim de quantificá-los, foi calculado o erro relativo entre os dados numéricos e experimentais. Os pontos escolhidos para os cálculos foram nas transições entre as fases. A Tabela 9 apresenta as médias das forças e deformações nos pontos em análise tanto experimental como numérico, e os erros relativos calculados.

Tabela 9 – Erros relativos de força e deformação entre os dados experimentais e numéricos para os tirante de 25mm.

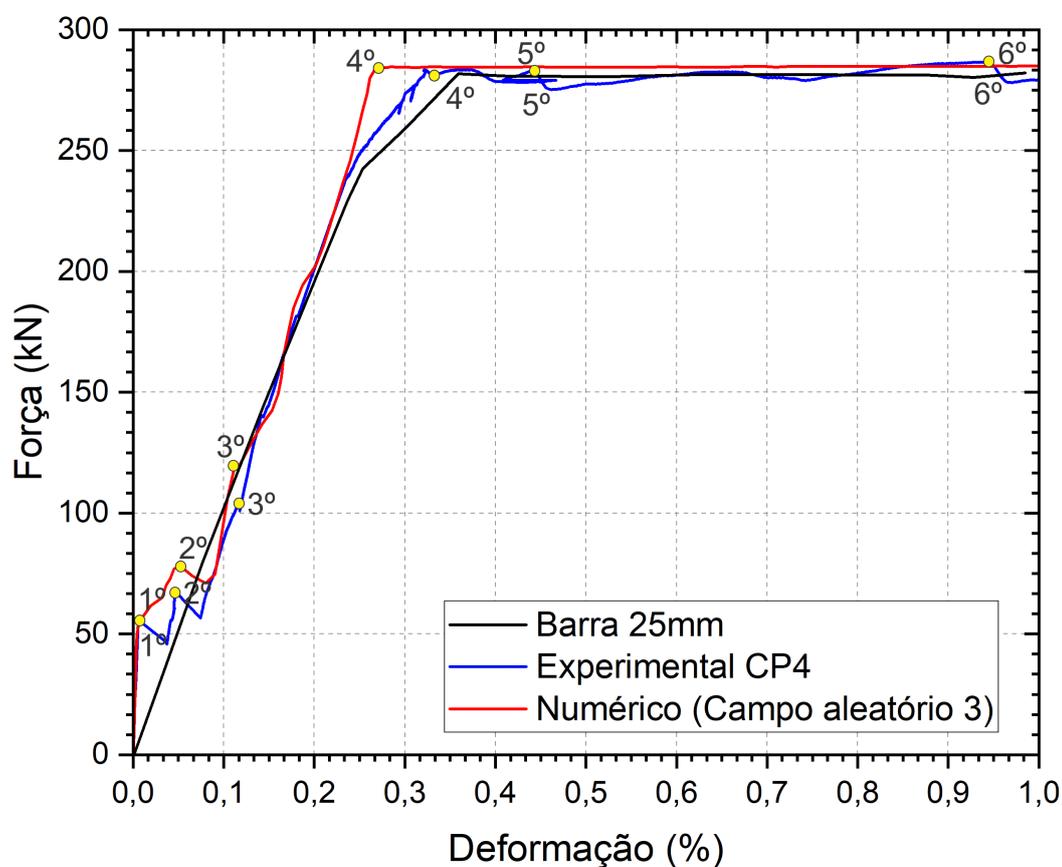
	Final da fase elástica		Final da múltipla fissuração		Início do escoamento	
Experimental	Força (kN)	Deformação (%)	Força (kN)	Deformação (%)	Força (kN)	Deformação (%)
CP1	62,11	0,0119	62,58	0,0214	283,79	0,3024
CP2	53,09	0,0035	66,37	0,0276	288,44	0,2714
CP3	62,68	0,0077	65,18	0,0803	281,25	0,3936
CP4	54,87	0,0055	64,94	0,0795	280,58	0,3127
Média	58,19	0,0072	64,77	0,0522	283,52	0,3200
Numérico	Força (kN)	Deformação (%)	Força (kN)	Deformação (%)	Força (kN)	Deformação (%)
Campo 1	66,28	0,0102	67,08	0,0299	283,83	0,2585
Campo 2	72,07	0,0081	70,83	0,0549	284,34	0,2750
Campo 3	54,61	0,0059	70,97	0,0903	284,42	0,2686
Campo 4	40,25	0,0034	59,75	0,0497	283,47	0,2789
Média	58,30	0,0069	67,16	0,0562	284,02	0,2702
Erro relativo (%)	0,20	3,31	3,69	7,60	0,18	15,55

Fonte: Elaboração própria.

Analisando os dados é possível verificar que apenas a deformação no início do escoamento apresentou um erro maior que 10%, evidenciando a eficácia do modelo para representar o comportamento global. Na Figura 58 é possível ver a diferença de deformação, nesse ponto, entre o experimental e o numérico.

Todavia, o resultado numérico relacionado ao campo aleatório 3, apresenta a melhor distinção dos trechos (conforme a Figura 58) e aproximação com o experimental, como pode ser visto na Tabela 9. Sendo assim, uma análise detalhada do processo de fissuração do resultado numérico caracterizado pelo campo aleatório 3, é realizada e comparada com o resultado experimental encontrado por Jucá (2020) para o CP 04, nos pontos apresentados na Figura 60.

Figura 60 – Comparação dos resultados experimental (CP4) e numérico (Campo aleatório 3) para barra de 25mm em termos da relação força x deformação.

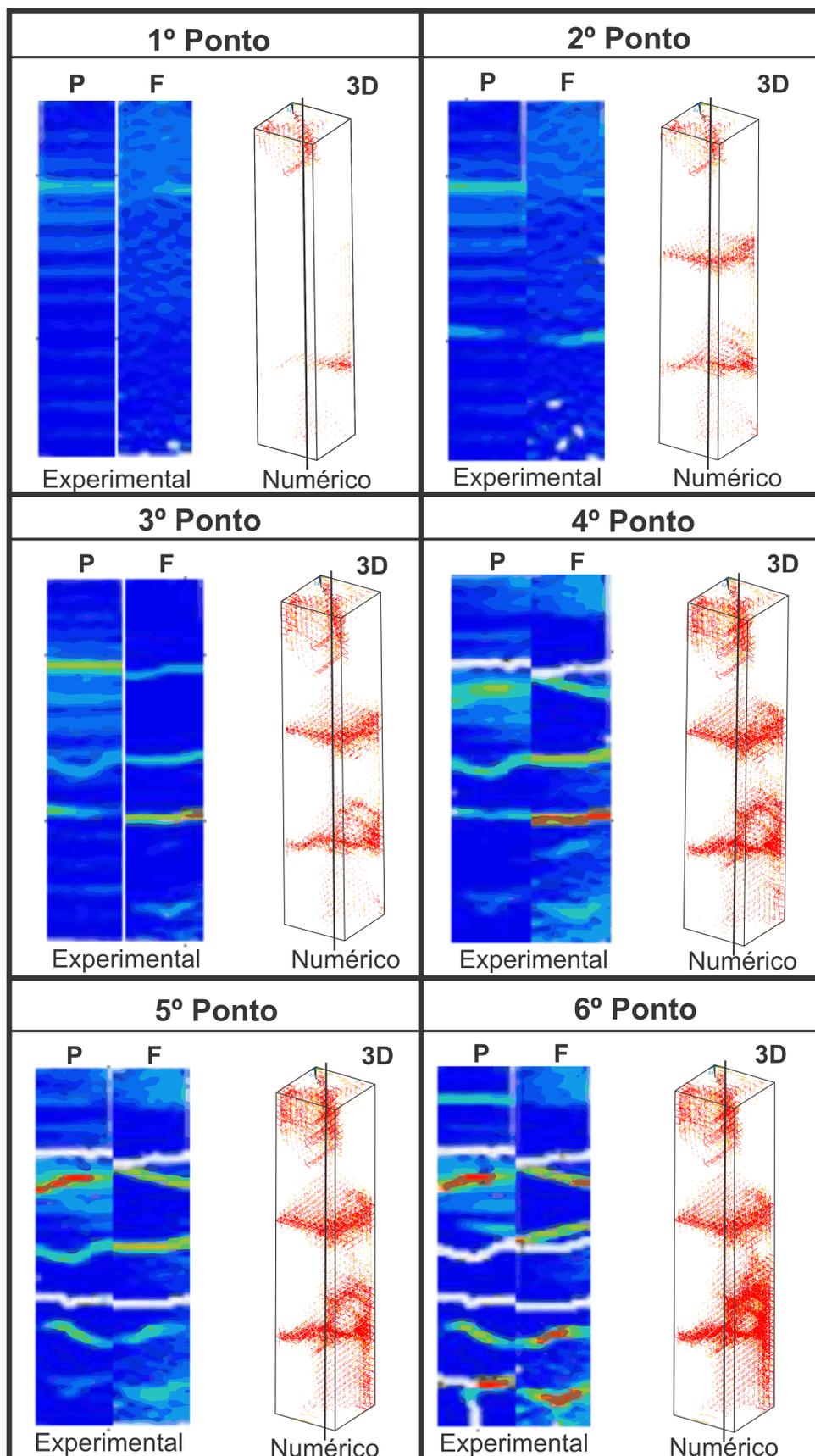


Fonte: Elaboração própria.

A Figura 61 mostra a comparação da configuração de ruptura experimental, com a obtida pelo LDEM-DYNA. Vale ressaltar que as barras em vermelho indicam as barras rompidas e as em laranja as barras danificadas.

Jucá (2020) destaca que ocorreu múltipla fissuração até o limite de deformação de 1% com uniformidade entre as faces, ou seja, as fissuras cortaram a seção transversal por completo e também surgiram fissuras de fendilhamento. A partir da Figura 61 é possível notar a ocorrência do fendilhamento mais disperso ao longo do espécime e fissuras simétricas nas imagens numéricas. Tanto a configuração de ruptura pelo modelo ficou próxima com a obtida experimentalmente, quanto o comportamento global (força *versus* deformação).

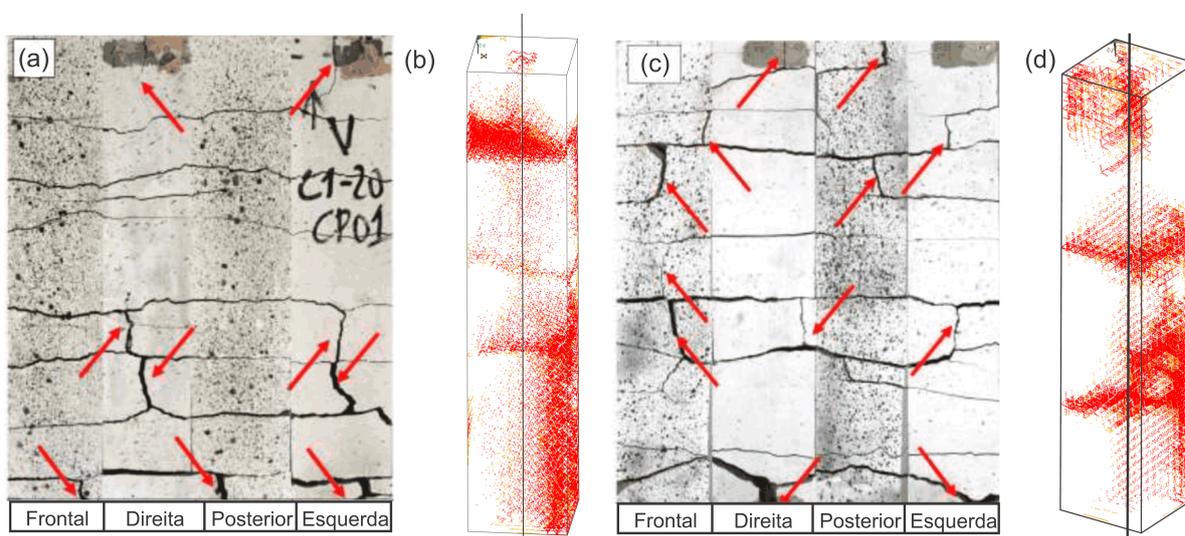
Figura 61 – Comparação entre os padrões de fratura obtidas por Jucá (2020) com o uso do DIC e as obtidas pelo LDEM-DYNA.



Fonte: Elaboração própria.

Na Figura 62, que apresenta os tirantes após a ruptura em laboratório, é possível visualizar que os corpos de prova com barra de 25mm (Figura 62(c)) apresentaram fissuras de fendilhamento (indicadas pelas setas) em toda a extensão do tirante. Diferente dos corpos de prova reforçados com barras de 20mm (Figura 62(a)) que apresentaram fissuras, devido ao mecanismo, localizada nas regiões mais próximas às extremidades. Conforme Jucá (2020), a potencialização do processo de fendilhamento é justificada pelo aumento da taxa de armadura. Com as imagens numéricas apresentadas nas Figuras 61b e d, também é possível identificar o comportamento experimental descrito acima. Por exemplo, uma maior distribuição das fissuras de fendilhamento ao longo de todo elemento é mais evidente no caso do tirante com barra de 25mm, Figura 61d.

Figura 62 – Mapa de fissuras: (a) Experimental tirante de 20mm, (b) Numérica tirante de 20mm, (c) Experimental tirante de 25 mm e (d) Numérica tirante de 25 mm.



Fonte: Elaboração própria.

4.2 ESTUDO DE CASO 2: ENSAIO DE ARRANCAMENTO

4.2.1 Resultados Experimentais

4.2.1.1 Resistência à compressão

A Tabela 10 apresenta as resistências à compressão e o valor médio para os três corpos de prova cilíndricos. Ainda convém lembrar que a diferença da resistência à compressão média entre o concreto do traço de referência e a encontrada, pode ser justificada pela diferença do método de cura empregado. Enquanto nesta pesquisa foi realizada cura em câmara úmida, no estudo de referência foi utilizada cura submersa.

Tabela 10 – Resultados de resistência à compressão.

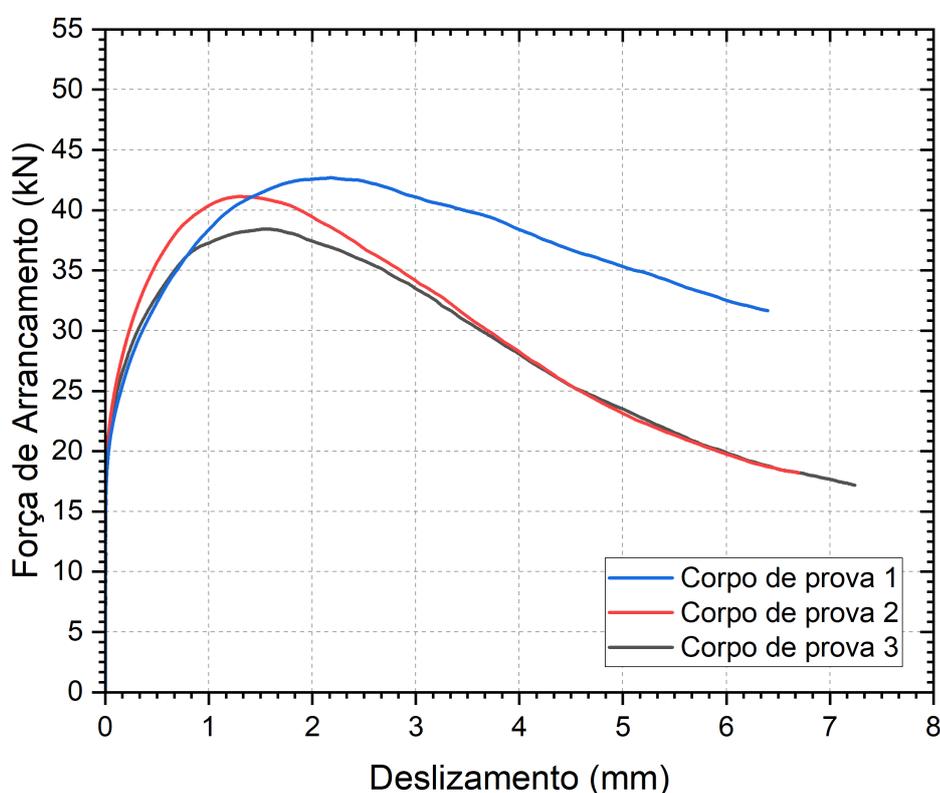
	Força de Compressão (kN)	Tensão (MPa)	Tensão Média (MPa)
CP1	123,58	15,73	
CP2	155,86	19,84	18,20
CP3	149,42	19,02	

Fonte: Elaboração própria

4.2.1.2 Ensaio de arrancamento

Os resultados do ensaio de arrancamento, curvas de força de arrancamento versus deslizamento, são apresentados na Figura 63.

Figura 63 – Resultados do ensaio de arrancamento.



Fonte: Elaboração própria.

O comportamento no trecho de arrancamento, ou seja, após o pico da força máxima, foi de *slip-softening*. Assim como os resultados encontrados por Almeida Filho, El Debs e El Debs (2008). Os autores também empregaram em seu estudo barras de 16mm e concreto convencional com resistência à compressão de 30 MPa. A partir da comparação, é possível verificar que as curvas foram similares entre a presente pesquisa e a de Almeida Filho, El Debs e El Debs (2008).

Os valores das forças máximas de arrancamento, as resistências máximas de aderência, que são calculadas a partir da razão da força máxima pela área de

contato entre os materiais, e os deslizamentos no pico estão apresentados na Tabela 11, e suas respectivas médias. Vale ressaltar que Almeida Filho, El Debs e El Debs (2008) encontraram uma força máxima de arrancamento média de 42,36kN para um deslizamento médio de 1,64mm. Com isso, evidenciando a proximidade das forças e deslizamentos entre os estudos.

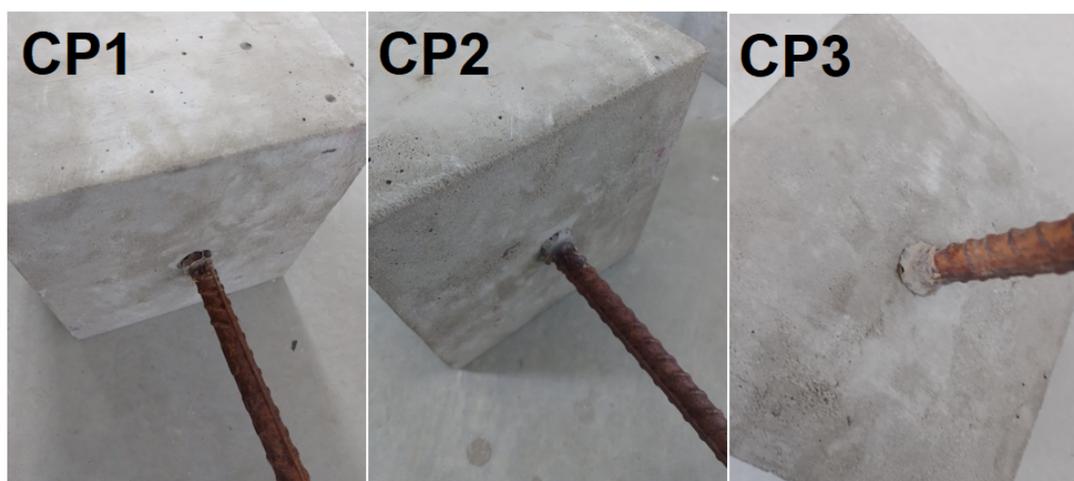
Tabela 11 – Resultados da força de arrancamento máximo e deslizamentos no pico para o ensaio de arrancamento.

	Força de Arrancamento máxima (kN)	Tensão máxima de aderência (MPa)	Deslizamento no pico (mm)
Corpo de prova 1	38,44	7,65	1,54
Corpo de prova 2	41,15	8,19	1,30
Corpo de prova 3	42,68	8,49	2,17
Média	40,76	8,11	1,67
CV (%)	5,27	5,27	26,83

Fonte: Elaboração própria.

Vale ressaltar que a ruptura da aderência aço-concreto para os três corpos de prova foi por deslizamento, em outras palavras, romperam por arrancamento da barra de aço. Os corpos de prova após ensaio são mostrados na Figura 64.

Figura 64 – Ruptura da aderência dos corpos de prova.



Fonte: Acervo próprio.

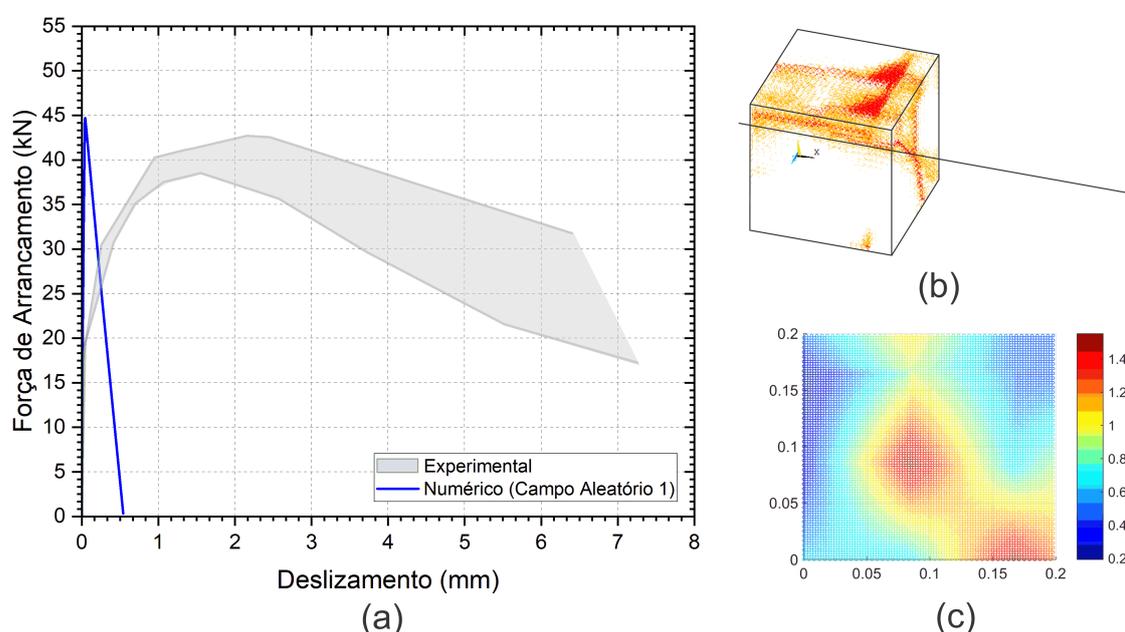
4.2.2 Resultados numéricos

A Figura 65a mostra a comparação entre os resultados experimental e numérico, em termos da relação força de arrancamento-deslizamento, considerando as propriedades e os parâmetros do concreto (Tabela 5). Apesar da carga máxima encontrada pelo modelo numérico estar próxima da faixa experimental, nota-se que há uma divergência dos resultados em termos do comportamento global. Mais precisamente, enquanto

no experimental tem-se um comportamento de *softening* pós-pico, nas simulações há uma ruptura frágil, que indica ruptura por fendilhamento (Figura 3). A configuração de fratura (Figura 65b), obtida numericamente, confirma o modo de falha observado a partir da curva numérica, ou seja, falha por fendilhamento.

A Figura 65c mostra a distribuição de G_f utilizada na simulação, considerando um corte longitudinal no centro da amostra, paralelo à barra. A barra de cores à direita mostra o fator que multiplica o valor de G_f .

Figura 65 – Ensaio de arrancamento sem ajuste: (a) Comparação do comportamento global em termos da relação força de arrancamento-deslizamento, (b) Configuração de ruptura do modelo numérico via LDEM-DYNA e (c) Campo aleatório de energia de fratura utilizado.



Fonte: Elaboração própria.

Como a fratura, observada experimentalmente, foi por arrancamento da barra de aço. Outros mecanismos de falha devem ser levados em conta para a simulação deste estudo de caso. Logo, apenas o dano, previsto na lei bilinear, não é capaz de representar o caso experimental, pois claramente uma energia extra é adicionada com o deslizamento da barra, ou seja, devido ao atrito.

Uma forma de contornar o problema aqui apresentado com aplicação do LDEM-DYNA, seria considerar outra lei constitutiva, ao invés da lei bilinear (ver Figura 18), como no estudo desenvolvido por Vantadori et al. (2023), onde o efeito do atrito é levado em conta.

Ademais, aplicar elementos coesivos ou elementos de mola para fazer a transição entre os nós da barra de aço (MEF) e do concreto (LDEM). Ao invés de apenas compartilhar os nós entre os dois métodos, pois dessa forma não há divergência entre os deslizamentos dos materiais e conseqüentemente não ocorre a falha da interface.

4.3 ESTUDO DE CASO 3: ENSAIO DE CISALHAMENTO DE STUTTGART

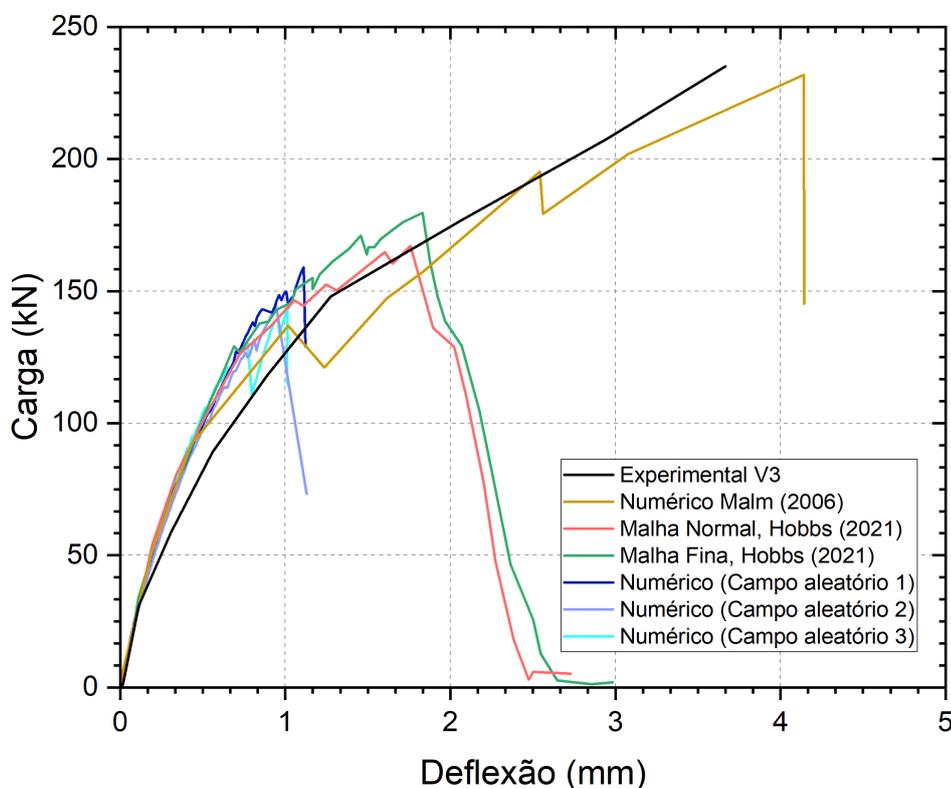
Nesta seção são apresentados os resultados numéricos para o ensaio de cisalhamento de Stuttgart utilizando o LDEM-DYNA. Os resultados para as vigas 3, 5 e 7, da campanha experimental de Leonhardt e Walther (1964), são apresentadas inicialmente, onde o modo de falha predominante é o cisalhamento. Na sequência, a análise da viga 10 é realizada, onde o modo de falha de flexão é esperado.

4.3.1 Vigas 3, 5 e 7 - Falha por cisalhamento

Os resultados numéricos da Viga 3 em termos da relação carga-deflexão no meio do vão, para diferentes campos aleatórios, são apresentados na Figura 66. Além disso, os resultados experimentais e outros numéricos, disponíveis na literatura, também são mostrados.

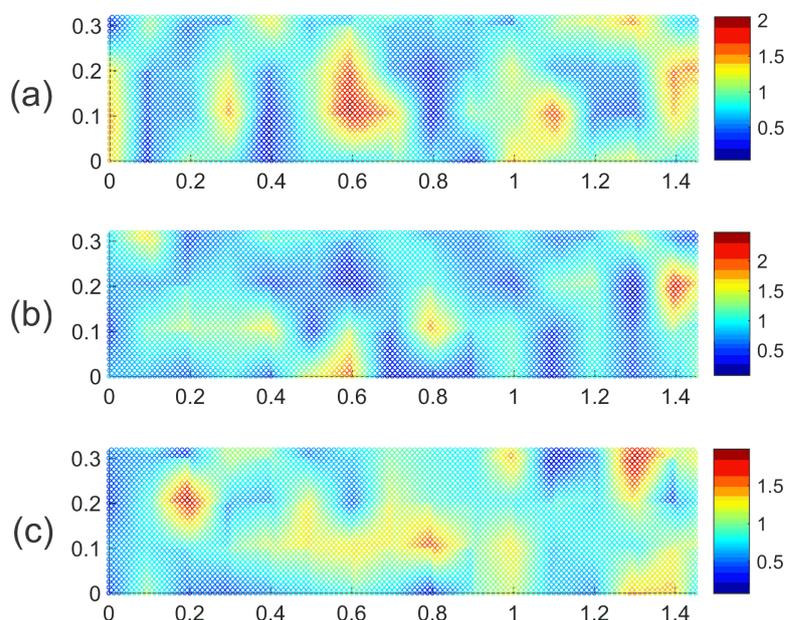
Na Figura 67 são apresentados os campo aleatórios de G_f empregados, considerando um corte longitudinal no centro da amostra, paralelo às barras. A barra de cores à direita mostra o fator que multiplica o valor de G_f .

Figura 66 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da relação carga *versus* deflexão no meio do vão para a Viga 3 de Leonhardt e Walther (1964).



Fonte: Elaboração própria.

Figura 67 – Campos aleatórios utilizados na simulação da Viga 3 de Leonhardt e Walther (1964): (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.



Fonte: Elaboração própria.

A Tabela 12 mostra o comparativo entre os valores de carga máxima obtida no presente no estudo e no ensaio experimental. Além disso, valores obtidos em outros resultados numéricos, e disponíveis na literatura, são comparados. A carga de ruptura experimental, obtida por Leonhardt e Walther (1964), foi de 235kN e no presente estudo, obteve-se uma carga máxima média de 150kN, ou seja, um erro relativo de -36%. Além disso, o modelo apresenta boa concordância ao comportamento experimental até a ocorrência da falha prematura, portanto o modelo consegue reproduzir a rigidez nos estágios iniciais do carregamento.

Os demais modelos numéricos comparados, também não tiveram desempenho satisfatório como mostram os erros relativos para os trabalhos de Hobbs (2021). Importante mencionar que em Malm (2006), o autor ajustou as propriedades mecânicas para atingir os dados experimentais.

Tabela 12 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da carga máxima para a Viga 3.

Viga 3	P (kN)	Erro (%)
Experimental	235	
Presente estudo	150	-36%
Malha Normal (Hobbs, 2021)	170	-28%
Malha Fina (Hobbs, 2021)	181	-23%
Malm (2006)	232	-1%

Fonte: Elaboração própria.

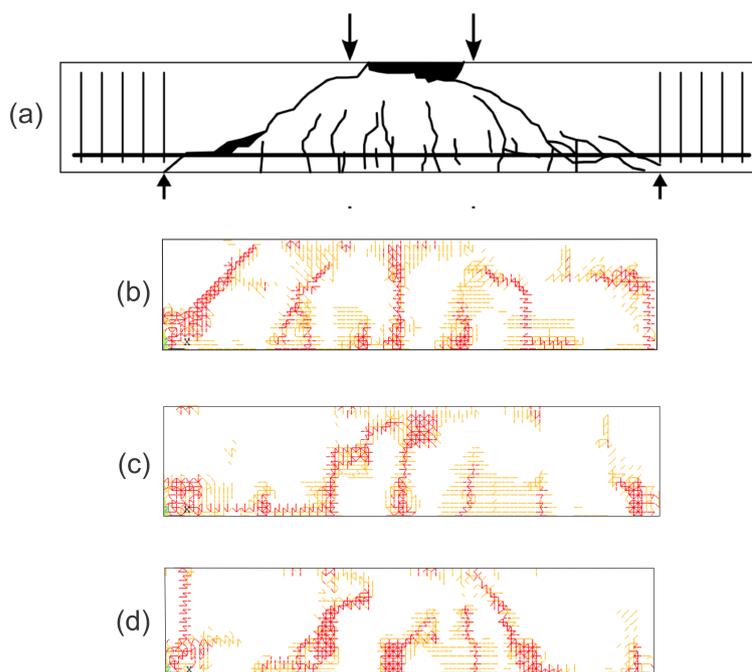
A Figura 68 mostra a comparação da configuração de ruptura dos resultados experimental e numéricos utilizando o LDEM-DYNA. Assim como nas outras análises, barras em vermelho são as rompidas e as em laranja as danificadas.

Experimentalmente, Figura 68a, a ruptura é caracterizada pelo esmagamento entre as cargas aplicadas e o surgimento de fissuras diagonais, como previsto para a viga, uma vez que $1,0 < a_v/d < 2,5$, ou seja, a falha é por cisalhamento-compressão.

Numericamente, Figura 68b-d, o modelo apresentou fissuras diagonais causadas por cisalhamento, bem como trincas transversais de flexão, mostrando relativa concordância com a observação experimental. Ademais, uma concentração de dano por compressão (mais precisamente, por tração indireta das barras) é pouco visível nos campos aleatórios 1 e 2. De acordo com Hobbs (2021), uma menor discretização pode ajudar na representação do processo de ruptura.

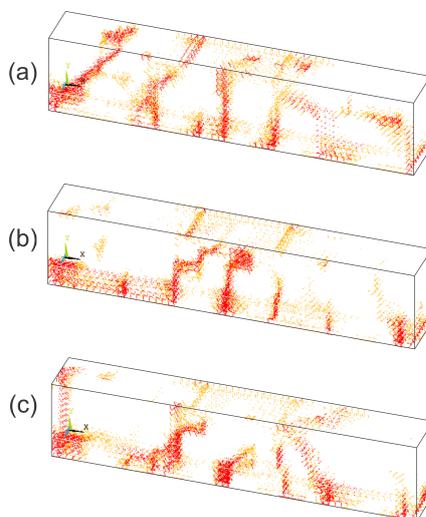
A Figura 69 complementa as observações da Figura 68 com relação à configuração de ruptura, mostrando a ruptura das amostras em três dimensões.

Figura 68 – Comparação entre as configurações de ruptura da Viga 3: (a) experimental obtida por Leonhardt e Walther (1964), e numérica com o (b) campo aleatório 1, (c) campo aleatório 2 e (d) campo aleatório 3.



Fonte: Elaboração própria.

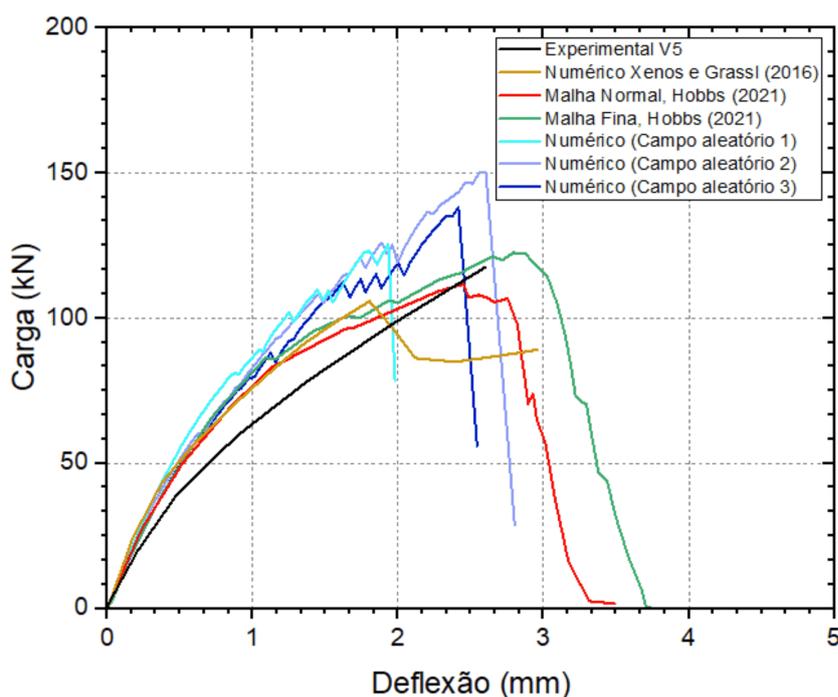
Figura 69 – Padrões de ruptura em três dimensões da Viga 3 obtidos numericamente com o: (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.



Fonte: Elaboração própria.

Os resultados numéricos da Viga 5 em termos da relação carga-deflexão no meio do vão, para diferentes campos aleatórios, são apresentados na Figura 70. Além disso, os resultados experimentais e outros numéricos, disponíveis na literatura, também são apresentados.

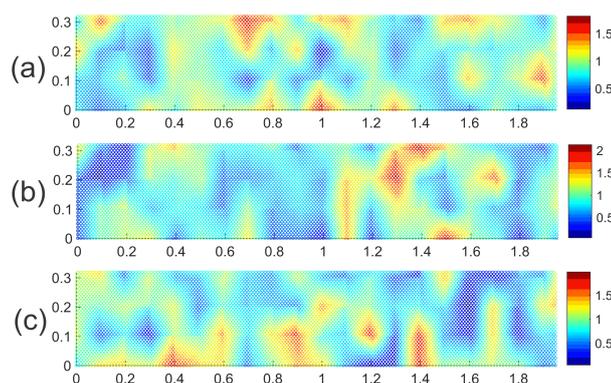
Figura 70 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da relação carga *versus* deflexão no meio do vão para a Viga 5 de Leonhardt e Walther (1964).



Fonte: Elaboração própria.

Na Figura 71 são apresentados os campos aleatórios de G_f empregados, considerando um corte longitudinal no centro da amostra, paralelo às barras. A barra de cores à direita mostra o fator que multiplica o valor de G_f .

Figura 71 – Campos aleatórios utilizados na simulação da Viga 5 de Leonhardt e Walther (1964): (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.



Fonte: Elaboração própria.

A Tabela 13 mostra o comparativo entre os valores de carga máxima obtida no presente estudo e no ensaio experimental. Além disso, valores obtidos em outros resultados numéricos, e disponíveis na literatura, são comparados. A carga de ruptura experimental, obtida por Leonhardt e Walther (1964), foi de 118kN e no presente estudo, obteve-se uma carga máxima média de 137kN, ou seja, um erro relativo de +16%. Além disso, o modelo apresenta boa concordância com o comportamento experimental até a falha final.

Os demais modelos numéricos comparados também obtiveram desempenho satisfatório, como mostram os erros relativos menores que 10%. No entanto, a rigidez é superestimada por todos os modelos numéricos.

Tabela 13 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da carga máxima para a Viga 5.

Viga 5	P (kN)	Erro (%)
Experimental	118	
Presente estudo	137	16%
Malha Normal (Hobbs, 2021)	112	-5%
Malha Fina (Hobbs, 2021)	122	3%
Xenos e Grassl (2016)	106	-10%

Fonte: Elaboração própria.

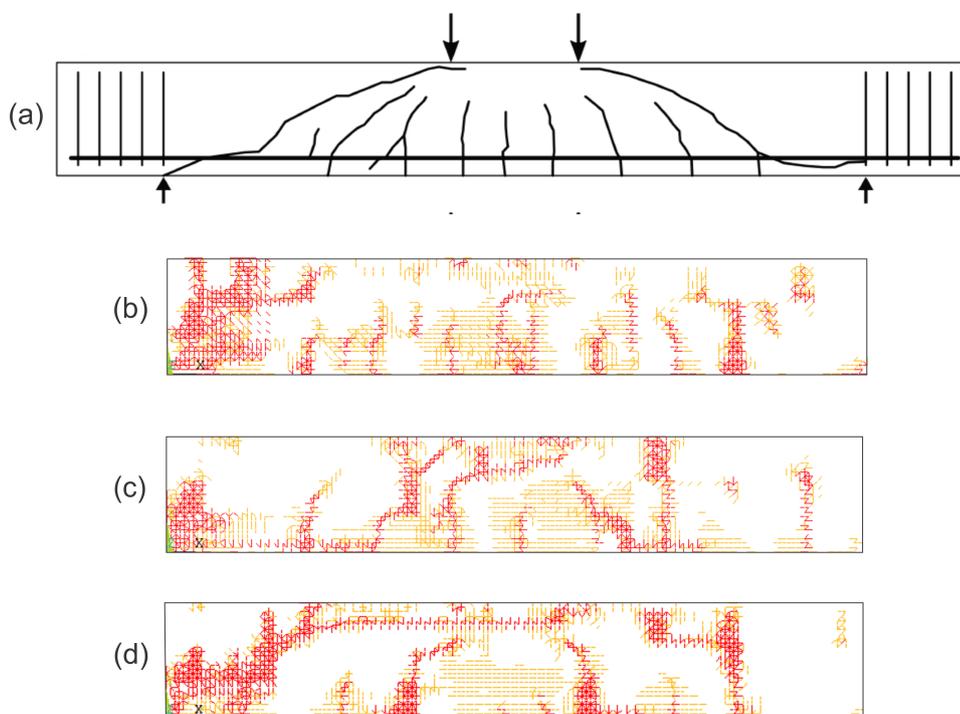
A Figura 72 mostra a comparação da configuração de ruptura dos resultados experimental e numéricos obtidos utilizando o LDEM-DYNA.

A falha em laboratório, Figura 72a, foi pela predominância de duas fissuras diagonais assimétricas e também por trincas de flexão localizada no centro da viga. Como está localizada na faixa de $2,5 < a_v/d < 6$, a observação experimental é coerente com a falha teórica esperada, ou seja, por cisalhamento-flexão.

O modelo numérico, Figura 72b-d, reproduziu o modo de falha esperado com trincas diagonais completas e parciais. Além disso, trincas de flexão também são observadas. Nota-se também que o campo aleatório influi de forma considerável nos padrões de fratura obtidos.

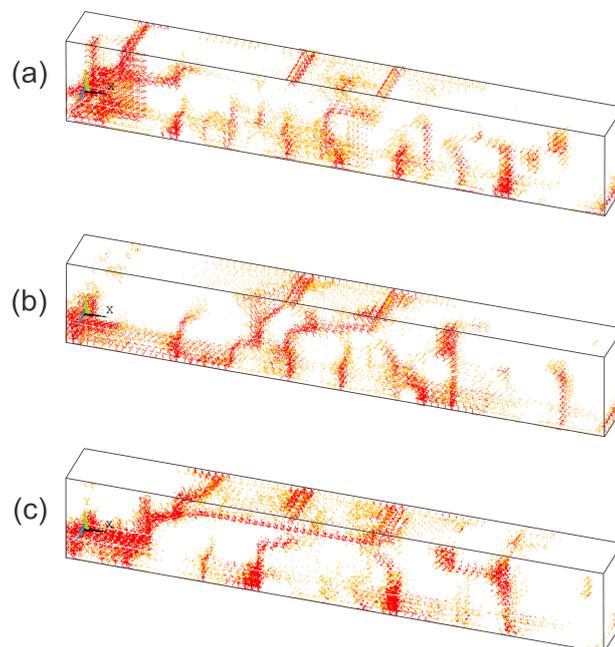
A Figura 73 complementa as observações da Figura anterior com relação à configuração de ruptura, mostrando a ruptura das amostras em três dimensões.

Figura 72 – Comparação entre as configurações de ruptura da Viga 5: (a) experimental obtida por Leonhardt e Walther (1964), e numérica com o (b) campo aleatório 1, (c) campo aleatório 2 e (d) campo aleatório 3.



Fonte: Elaboração própria.

Figura 73 – Padrões de ruptura em três dimensões da Viga 5 obtidos numericamente com o: (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.

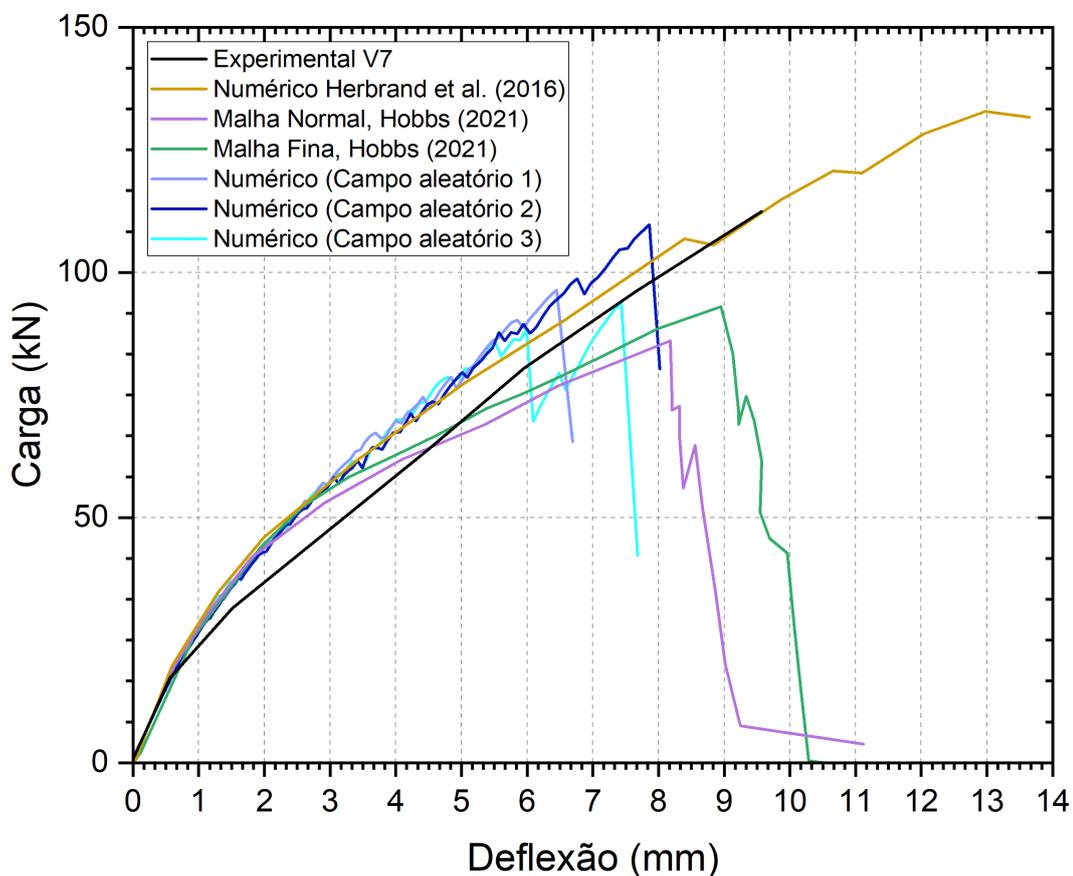


Fonte: Elaboração própria.

Os resultados numéricos da Viga 7 em termos da relação carga-deflexão no meio do vão, para diferentes campos aleatórios, são apresentados na Figura 74. Além disso, os resultados experimentais e outros numéricos, disponíveis na literatura, também são mostrados.

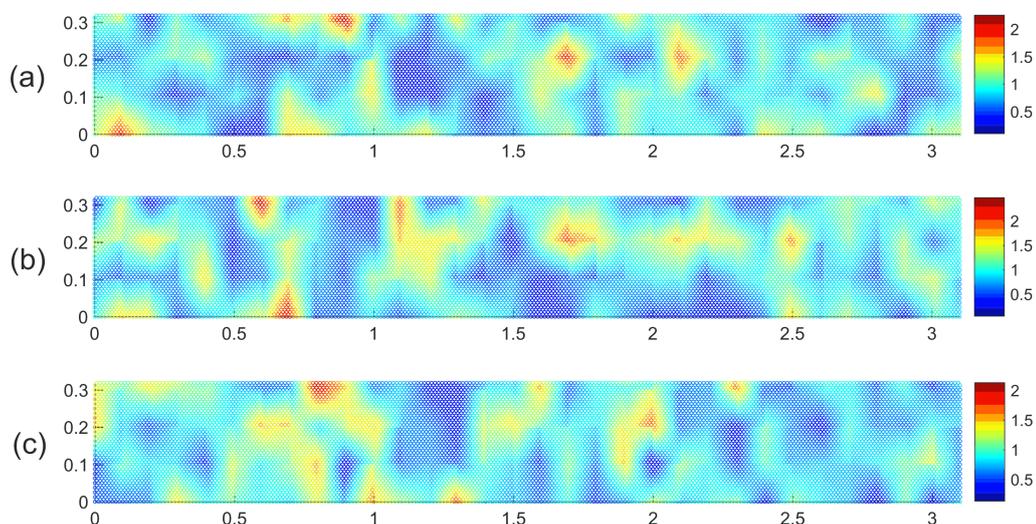
Na Figura 75 são apresentados os campos aleatórios de G_f empregados, considerando um corte longitudinal no centro da amostra, paralelo às barras. A barra de cores à direita mostra o fator que multiplica o valor de G_f .

Figura 74 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da relação carga *versus* deflexão no meio do vão para a Viga 7 de Leonhardt e Walther (1964).



Fonte: Elaboração própria.

Figura 75 – Campos aleatórios utilizados na simulação da Viga 7 de Leonhardt e Walther (1964): (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.



Fonte: Elaboração própria.

Analisando a curva de carga-deflexão (Figura 74) pode-se concluir que a rigidez ficou próxima da experimental, no entanto, falhando com uma deflexão inferior. Ainda convém lembrar que o modelo capta melhor a rigidez após início do dano em relação ao modelo em peridinâmica de Hobbs (2021).

A Tabela 14 mostra a comparação entre os valores de carga máxima média experimental e numéricos obtidos com o LDEM-DYNA. Além disso, outros resultados numéricos são mostrados na tabela.

A carga de ruptura experimental média para a Viga 7 (duas amostras foram ensaiadas), obtida por Leonhardt e Walther (1964), foi de 125kN e no presente estudo, obteve-se uma carga máxima média de 100kN, ou seja, um erro relativo de -20%. O modelo numérico de Hobbs (2021) também obteve valores subestimados da carga máxima, no entanto, o presente estudo apresentou uma melhor aproximação ao experimental. O modelo de Herbrand et al. (2016) apresentou um desempenho mais satisfatório, como mostra o erro relativo menor que 10%.

Tabela 14 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da carga máxima para a Viga 7.

Viga 7	P (kN)	Erro (%)
Experimental	125	
Presente estudo	100	-20%
Malha Normal (Hobbs, 2021)	87	-30%
Malha Fina (Hobbs, 2021)	92	-26%
Herbrand et al., 2016	132	6%

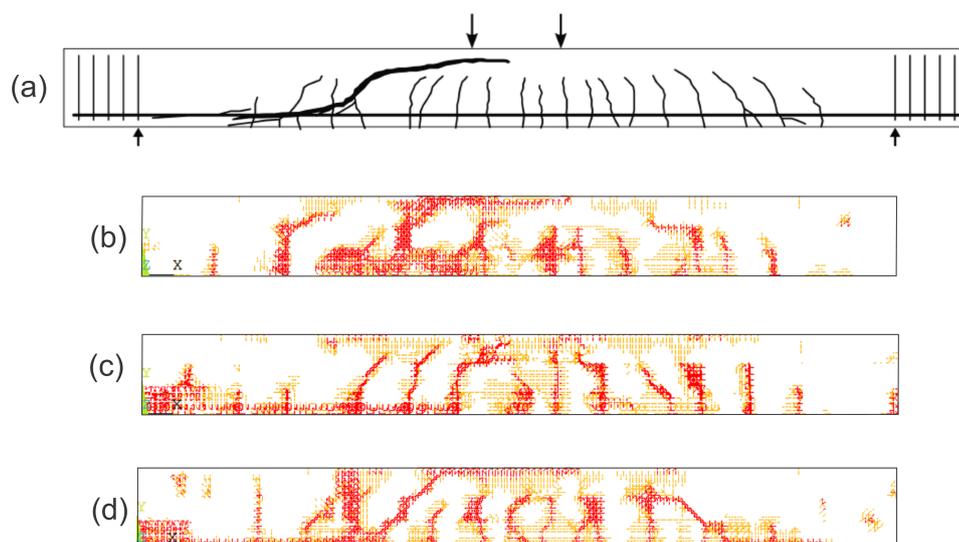
Fonte: Elaboração própria.

A Figura 76 mostra a comparação da configuração de ruptura dos resultados experimental e numéricos obtidos utilizando o LDEM-DYNA.

A falha em laboratório, Figura 76a, foi por uma fissura diagonal oriunda do cisalhamento e também por trincas de flexão localizadas no centro da viga. Como está localizada na faixa de $2,5 < a_v/d < 6$, a observação experimental é coerente com a falha teórica esperada, ou seja, por cisalhamento-flexão.

O modelo numérico, Figura 76b-d, reproduziu o modo de falha esperado com trincas diagonais completas e parciais. Além disso, trincas de flexão também são observáveis.

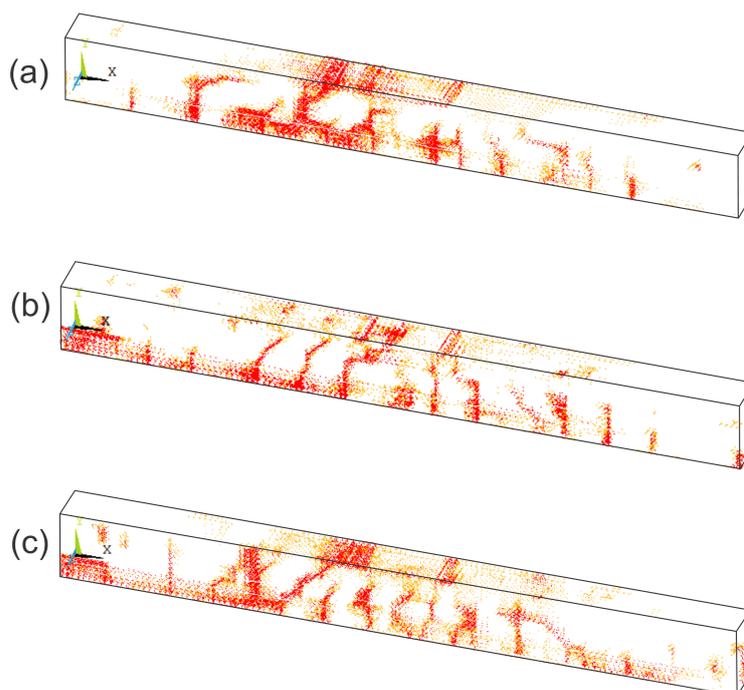
Figura 76 – Comparação entre as rupturas da Viga 7: (a) experimental obtida por Leonhardt e Walther (1964), (b) numérica com campo aleatório 1, (c) numérica com campo aleatório 2 e (d) numérica com campo aleatório 3.



Fonte: Elaboração própria.

A Figura 77 complementa as observações da Figura anterior com relação à configuração de ruptura, mostrando a ruptura das amostras em três dimensões.

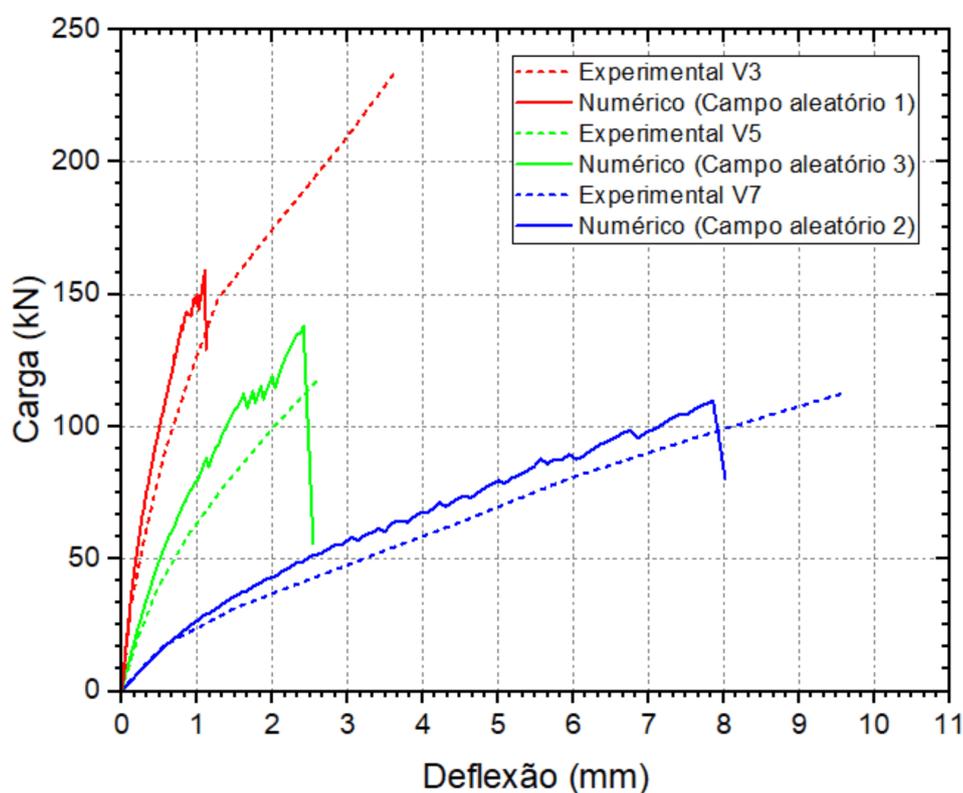
Figura 77 – Padrões de ruptura em três dimensões da Viga 7 obtidos numericamente com o: (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.



Fonte: Elaboração própria.

A Figura 78 mostra a comparação entre os resultados experimentais de Leonhardt e Walther (1964) e os numéricos (apenas o melhor resultado numérico é mostrado) obtidos pelo LDEM-DYNA para as vigas 3, 5 e 7. De uma forma geral, pode-se observar que para as Vigas 5 e 7 os resultados numéricos são satisfatórios tanto em termos do comportamento global mostrado nesta figura como na configuração de ruptura (Figuras 72 e 76) e em termos de força máxima, como pode ser visto na Tabela 15. Para a Viga 3, o modo de falha esperado, compressão-cisalhamento, não pode ser corretamente capturado. Além disso, o comportamento global não foi satisfatório. Trabalhos futuros serão orientados para esclarecer essa dificuldade.

Figura 78 – Comparação entre as curvas experimentais e numéricas das vigas analisadas.



Fonte: Elaboração própria.

Tabela 15 – Comparação dos resultados experimentais e numéricos em termos da carga máxima para as Viga 3, 5 e 7.

	Curva	P(kN)	Erro (%)
Viga 3	Experimental	235	
	Numérico (campo aleatório 1)	159	-32%
Viga 5	Experimental	118	
	Numérico (campo aleatório 3)	138	17%
Viga 7	Experimental	120	
	Numérico (campo aleatório 2)	110	-8%

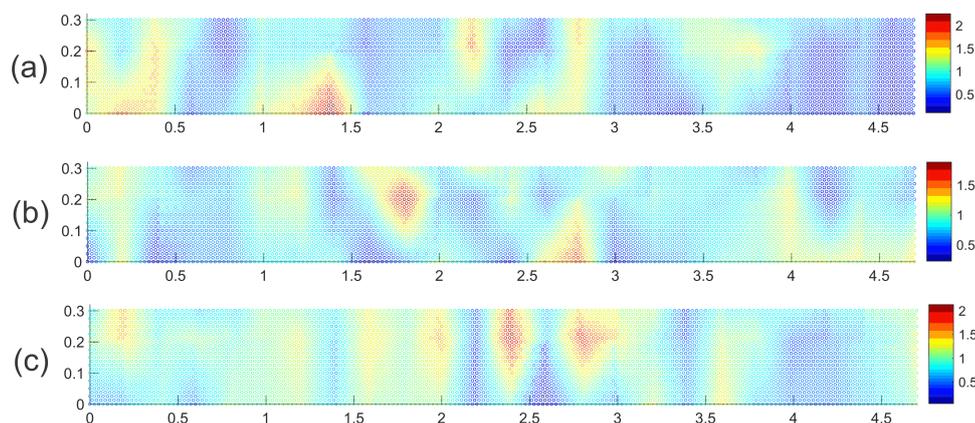
Fonte: Elaboração própria.

4.3.2 Viga 10 - Falha por flexão

Devido ao fato de que as curvas experimentais da Viga 10 não estarem disponíveis em Leonhardt e Walther (1964), apenas os valores de carga máxima são comparados com os numéricos do presente estudo e de Hobbs (2021).

No modelo numérico da viga 10, devido às dimensões do elemento, um valor de L_c diferente das demais vigas apresentadas acima foi utilizado. Mais precisamente, um valor de L_c igual a 50mm é empregado. Na Figura 79 são apresentados os campos aleatórios de G_f empregados, considerando um corte longitudinal no centro da amostra, paralelo às barras. A barra de cores à direita mostra o fator que multiplica o valor de G_f .

Figura 79 – Campos aleatórios utilizados na simulação da Viga 10 de Leonhardt e Walther (1964): (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.



Fonte: Elaboração própria.

A Tabela 16 mostra a comparação entre os valores de carga máxima experimental e numéricos obtidos com o LDEM-DYNA. Além disso, outro resultado numérico da literatura é mostrado na tabela.

A carga de ruptura experimental média para a viga 10 (duas amostras foram ensaiadas), obtida por Leonhardt e Walther (1964), foi de 98,5kN e no presente estudo, obteve-se uma carga máxima média de 63kN, ou seja, um erro relativo de -36%. O modelo numérico de Hobbs (2021) também obteve valores subestimados da carga máxima experimental para o caso da Viga 10.

Tabela 16 – Comparação dos resultados experimental e numéricos em termos da carga máxima para a Viga 10.

Viga 10	P (kN)	Erro (%)
Experimental	98	
Presente estudo	63	-36%
Malha Normal (Hobbs, 2021)	56	-43%

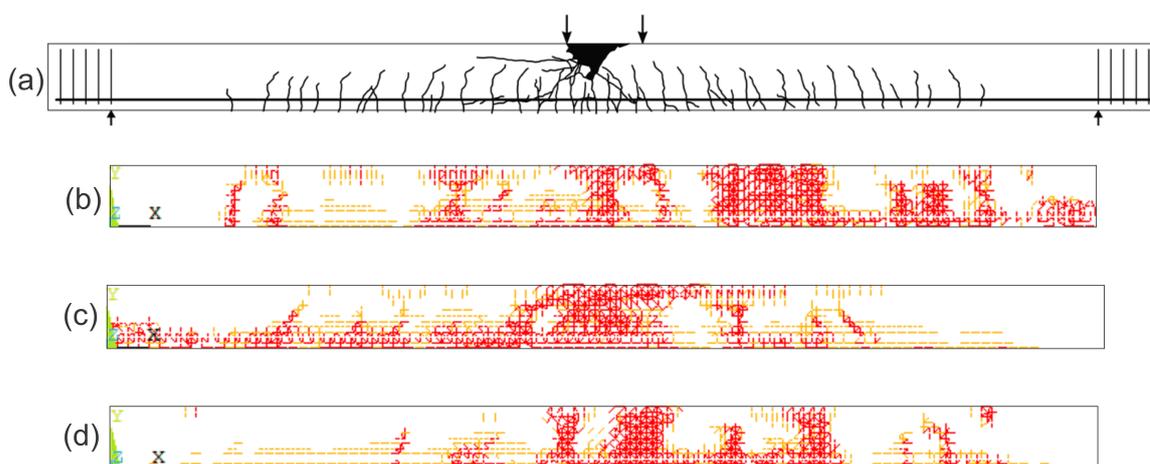
Fonte: Elaboração própria.

A Figura 80 mostra a comparação da configuração de ruptura dos resultados experimental e numéricos obtidos utilizando o LDEM-DYNA.

Na falha em laboratório, Figura 80a, surgem fissuras de flexão estreitas, que com a elevação da carga, a largura e seus comprimentos aumentam. Além disso, a área da zona de compressão diminui até que as tensões de compressão atinjam um nível onde ocorre a ruptura por esmagamento do concreto. Um comportamento típico para a condição $a_v/d > 6$.

O modelo numérico, Figura 80b-d, reproduziu o modo de falha esperado com trincas de flexão e a falha por compressão (mais precisamente, por tração indireta das barras).

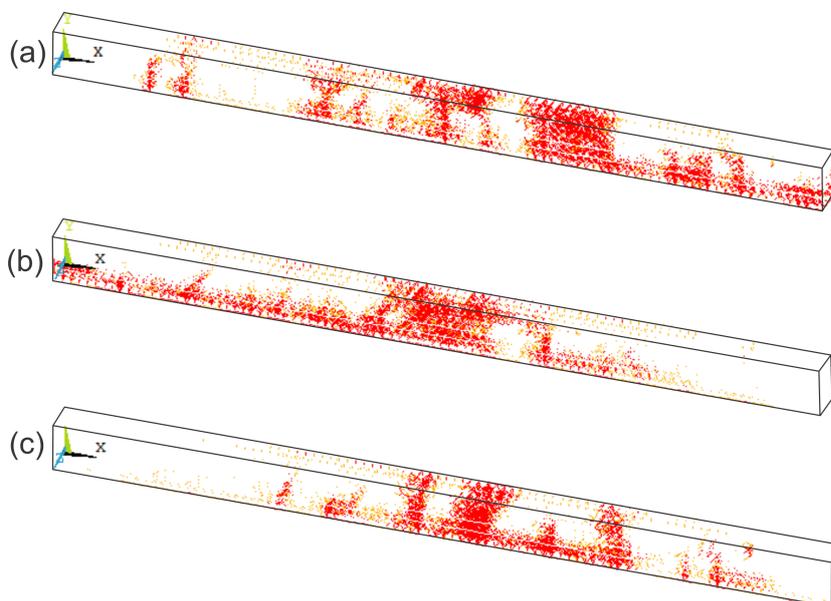
Figura 80 – Comparação entre as configurações de ruptura da Viga 10: (a) experimental obtida por Leonhardt e Walther (1964), e numéricos com o (b) campo aleatório 1, (c) campo aleatório 2 e (d) campo aleatório 3.



Fonte: Elaboração própria.

A Figura 81 complementa as informações apresentadas na Figura anterior com relação às configurações das rupturas, apresentando os padrões tridimensionais.

Figura 81 – Padrões de ruptura em três dimensões da Viga 10 obtidos numericamente com o: (a) campo aleatório 1, (b) campo aleatório 2 e (c) campo aleatório 3.



Fonte: Elaboração própria.

5 CONCLUSÕES

No presente trabalho, um estudo sobre a aderência, o mecanismo de transferência de tensões aço/concreto e a formação de fissuras em elementos de concreto armado foi realizado utilizando modelos híbridos denominados LDEM-DYNA. Tais modelos, foram empregados para simular três campanhas experimentais. Mais precisamente, ensaios de tirantes, de arrancamento (com campanha experimental própria) e de cisalhamento de Stuttgart foram analisados.

A partir dos resultados obtidos, pode-se concluir que:

- de modo geral, o desenvolvimento de modelos híbridos para a simulação do comportamento do concreto reforçado por barras de aço apresenta-se como uma ferramenta promissora;
- o modelo 3D desenvolvido para os tirantes apresentou uma satisfatória resposta, tanto do comportamento global como na configuração de ruptura;
- no ensaio de arrancamento, os modelos numéricos não conseguiram reproduzir o comportamento experimental, embora o pico de carga esteja dentro da variação experimental. Por conseguinte, mais estudos devem ser realizados.
- na simulação do ensaio de cisalhamento de Stuttgart o LDEM-DYNA apresentou boa concordância com os dados experimentais. A configuração de ruptura, em geral, está conforme as observações experimentais.

A aplicação dos modelos híbridos (LDEM-DYNA) em casos de estudos diferentes é imprescindível, a fim de investigar se a abordagem será capaz de representar casos práticos com diferentes comportamentos de falha. Enquanto, por exemplo, os tirantes falham devido às fissuras transversais no concreto, o ensaio de arrancamento falha por deslizamento, ou seja, o fim da capacidade resistente do elemento está relacionada com a região de interface aço/concreto. Por outro lado, as vigas submetidas à flexão falham tanto por flexão quanto por cisalhamento. Por conseguinte, investigar as falhas e comportamentos das estruturas a partir destes modelos é essencial para ter uma maior segurança estrutural quando colocadas na prática.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Elaborar modelos que permitam incluir a distribuição das fibras no caso dos ensaios de tirantes, a fim de contribuir ainda mais com os dados experimentais utilizados nesta pesquisa;
- No ensaio de arrancamento, substituir a lei constitutiva bilinear por outras que permitam simular as forças de atrito presentes na interface;
- Simular o ensaio de arrancamento colocando elementos coesivos ou elementos de molas na zona de transição entre o concreto e a barra de aço, ou seja, na união do MEF com o LDEM;
- Estudar as vigas do ensaio de cisalhamento de Stuttgart empregando outros níveis de discretização, a fim de melhorar as previsões dos modelos híbridos.

REFERÊNCIAS

ALMEIDA FILHO, F. M. **Contribuição ao estudo da aderência entre barras de aço e concretos auto-adensáveis**. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) — Universidade de São Paulo, São Carlos, 2006.

ALMEIDA FILHO, F. M.; EL DEBS, M. K.; EL DEBS, A. L. H. C. Bond-slip behavior of self-compacting concrete and vibrated concrete using pull-out and beam tests. **Materials and Structures**, v. 41, n. 6, p. 1073–1089, 2008.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 7477**: Determinação do coeficiente de conformação superficial de barras e fios de aço destinados a armaduras de concreto armado. São Paulo, 1982.

_____. **NBR 6118**: Projeto de estruturas de concreto - procedimento. Rio de Janeiro, 2014.

_____. **NBR 5739**: Concreto - ensaio de compressão de corpos de prova cilíndricos. Rio de Janeiro, 2018.

AVESTON, J.; COOPER, G. A.; KELLY, A. The properties of fiber composites. In: IPC SCIENCE AND TECHNOLOGY PRESS. **Conference Proceedings of the National Physical Laboratory**. Guildford, 1971. p. 15–26.

BARBOZA, L. S. **Produção de concretos autoadensáveis com baixo consumo de cimento e sua influência na aderência aço-concreto**. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) — Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2018.

BELYTSCHKO, T.; BLACK, T. Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing. **International journal for numerical methods in engineering**, v. 45, n. 5, p. 601–620, 1999.

BENTUR, M.; MINDESS, S. **Fibre Reinforced Cementitious Composites**. 2. ed. New York: Taylor & Francis Group, 2007.

BIRCK, G.; RINALDI, A.; ITURRIOZ, I. The fracture process in quasi-brittle materials simulated using a lattice dynamical model. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, v. 42, n. 12, p. 2709–2724, 2019.

CALLISTER JR, W. D. **Fundamentals of materials science and engineering: an integrated approach**. 5. ed. New York: John Wiley & Sons, 2001.

CAMACHO, G. T.; ORTIZ, M. Computational modelling of impact damage in brittle materials. **International Journal of solids and structures**, v. 33, n. 20-22, p. 2899–2938, 1996.

CARPINTERI, A. **Mechanical damage and crack growth in concrete: plastic collapse to brittle fracture**. [S.l.: s.n.], 1986.

CARPINTERI, A. et al. Kinetics of intermetallic phases and mechanical behavior of znsn3% hot-dip galvanization coatings. **Advanced Engineering Materials**, v. 18, n. 12, p. 2088–2094, 2016.

CEB-FIP. **Comité Euro-International du Béton, CEB-FIP model code 1990: Design code**. [S.l.]: Thomas Telford Publishing, 1993.

_____. **Comité Euro-International du Béton, CEB-FIP MODEL CODE 2010: First complete draft**. Lausanne, Switzerland: [s.n.], 2013.

COLPO, A. **Análise numérica e experimental do efeito de escala em materiais quase frágeis**. Dissertação (Mestrado em engenharia) — Universidade Federal do Pampa, Alegrete, 2016.

COLPO, A.; ITURRIOZ, I.; FRIEDRICH, L. Implementation of the lattice discrete element method in the ansys ls-dyna software. In: **ENIEF 2019: XXIV Congreso sobre Métodos Numéricos y sus Aplicaciones**. [S.l.: s.n.], 2019.

COLPO, A. B.; KOSTESKI, L. E.; ITURRIOZ, I. The size effect in quasi-brittle materials: Experimental and numerical analysis. **International Journal of Damage Mechanics**, v. 26, n. 3, p. 395–416, 2017.

CONGRO, M.; ROEHL, D.; MEJIA, C. Mesoscale computational modeling of the mechanical behavior of cement composite materials. **Composite Structures**, v. 257, p. 113137, 2020.

DI COCCO, V.; IACOVIELLO, F.; NATALI, S. Damaging micromechanisms in hot-dip galvanizing zn based coatings. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, v. 70, p. 91–98, 2014.

EFNARC. Specification and guidelines for self-compacting concrete. In: **EFNARC - European Federation for Specialist Construction Chemicals and Concrete Systems**. Norfolk, UK: [s.n.], 2002.

FANG, J. et al. Phase field fracture in elasto-plastic solids: a length-scale insensitive model for quasi-brittle materials. **Computational Mechanics**, v. 66, n. 4, p. 931–961, 2020.

FRIEDRICH, L. et al. Combination of discrete and finite element method to simulate damage in galvanized steel. **Procedia Structural Integrity**, v. 41, p. 254–259, 2022.

FRIEDRICH, L. F. et al. Analysis of acoustic emission activity during progressive failure in heterogeneous materials: Experimental and numerical investigation. **Applied Sciences**, v. 12, n. 8, p. 3918, 2022.

FUSCO, P. B. **Técnica de armar as estruturas de concreto**. 1. ed. São Paulo: Pini, 1995. 382 p.

HELENE, P.; TERZIAN, P. **Manual de dosagem e controle do concreto**. São Paulo: PINI, 1992.

HERBRAND, M. et al. Numerische simulation von balken-und plattenförmigen bauteilen aus stahlbeton und uhpc mit einem plastischen schädigungsmodell. **Bauingenieur**, v. 91, n. 2, p. 46–56, 2016.

HOBBS, M. C. **Three-dimensional peridynamic modelling of quasi-brittle structural elements**. Tese (Doutorado) — Department of Engineering University of Cambridge, 2021.

ITURRIOZ, I.; BIRCK, G.; RIERA, J. D. Numerical dem simulation of the evolution of damage and ae preceding failure of structural components. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 210, p. 247–256, 2019.

ITURRIOZ, I.; LACIDOGNA, G.; CARPINTERI, A. Experimental analysis and truss-like discrete element model simulation of concrete specimens under uniaxial compression. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 110, p. 81–98, 2013.

JUCÁ, P. H. O. **Avaliação do mecanismo de transferência de tensões e formação de fissuras no concreto autoadensável com reforço híbrido**. Dissertação (Mestrado em Engenharia) — Universidade Federal do Pampa, Alegrete, 2020.

KANI, G. The riddle of shear failure and its solution. v. 61, n. 4, p. 441–468, 1964.

KOSTESKI, L. et al. The truss-like discrete element method in fracture and damage mechanics. **Engineering Computations**, v. 6, p. 765–787, 2011.

KOSTESKI, L. E. **Aplicação do método dos elementos discretos formado por barras no estudo do colapso de estruturas**. Tese (Doutorado em Engenharia) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2012.

KOSTESKI, L. E. et al. A lattice discrete element method to model the falling-weight impact test of pmma specimens. **International Journal of Impact Engineering**, v. 87, p. 120–131, 2016.

_____. Size effect in heterogeneous materials analyzed through a lattice discrete element method approach. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 232, p. 107041, 2020.

KOTSOVOS, M. D. Mechanisms of ‘shear’failure. **Magazine of Concrete Research**, Thomas Telford Ltd, v. 35, n. 123, p. 99–106, 1983.

LEONHARDT, F.; MÖNNIG, E. **Construções de concreto: princípios básicos do dimensionamento de estruturas de concreto armado**. 2. reimp. ed. Rio de Janeiro: Interciência, 2008. v. 1. 336 p.

LEONHARDT, F.; WALTHER, R. **The Stuttgart Shear Tests, 1961: Contributions to the treatment of the problems of shear in reinforced concrete construction. A translation of articles that appeared in "Beton- und Stahlbetonbau"**. London: Cement and Concrete Association, 1964. v. 56, n. 12, 1961, and v.57, n. 2, 3, 6, 7, and 8, 1962.

MALM, R. **Shear cracks in concrete structures subjected to in-plane stresses**. Tese (Doutorado) — KTH Royal Institute of Technology, Stockholm, 2006.

MARANGON, E. **Caracterização Material e Estrutural de concretos autoadensáveis reforçados com fibras de aço**. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) — Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2011.

MARTHA, L. F. **Análise de Estruturas: Conceitos e Métodos Básicos**. 2. ed. [S.l.]: Editora Elsevier, 2017.

MELENK, J. M.; BABUŠKA, I. The partition of unity finite element method: Basic theory and applications. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, v. 139, p. 289–314, 1996.

MOËS, N.; DOLBOW, J.; BELYTSCHKO, T. A finite element method for crack growth without remeshing. **International journal for numerical methods in engineering**, v. 46, n. 1, p. 131–150, 1999.

NAYFEH, A. H.; HEFZY, M. S. Crack propagation in elastic solids using the truss-like discrete element method. **AIAA Journal**, v. 16, n. 8, p. 779–787, 1978.

NEEDLEMAN, A. A Continuum Model for Void Nucleation by Inclusion Debonding. **Journal of Applied Mechanics**, v. 54, n. 3, p. 525–531, 09 1987.

O'BRIEN, E. J.; DIXON, A. S. **Reinforced and prestressed concrete design: the complete process**. Harlow: Longman Scientific & Technical, 1995.

PUGLIA, V. B. et al. Random field generation of the material properties in the lattice discrete element method. **The Journal of Strain Analysis for Engineering Design**, v. 54, n. 4, p. 236–246, 2019.

RANGEL, C. S. et al. Tension stiffening approach for interface characterization in recycled aggregate concrete. **Cement and Concrete Composites**, v. 82, p. 176–189, 2017.

REDDY, J. N. **An introduction to the finite element method**. 2. ed. [S.l.]: McGraw-Hill, 1993.

RIERA, J. D. Local effects in impact problems on concrete structures. In: **Proceedings of the Conference on Structural Analysis and Design of Nuclear Power Plants**. Porto Alegre, Brazil: [s.n.], 1984. p. 57–79.

RILEM/CEB/FIP RC6. Rc6: Bond test for reinforcement steel. 2. pull-out test, 1983. **RILEM Recommendations for the Testing and Use of Constructions Materials**, Paris, p. 218–220, 1983.

RIOS, R. D.; RIERA, J. D. Size effects in the analysis of reinforced concrete structures. **Engineering Structures**, v. 26, n. 8, p. 1115–1125, 2004.

ROCHA, A. C. et al. Ensaio de stuttgart: reprodução em laboratório. In: 46º CONGRESSO BRASILEIRO DO CONCRETO. **Instituto Brasileiro do Concreto**. São Paulo, 2004.

SHIBLI, S.; MEENA, B.; REMYA, R. A review on recent approaches in the field of hot dip zinc galvanizing process. **Surface and Coatings Technology**, v. 262, p. 210–215, 2015.

SILVA, B. V. et al. Investigação experimental sobre o uso de ensaios de aderência aço-concreto para estimativa da resistência à compressão axial do concreto: Parte 1. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 6, p. 715–736, 2013.

SILVA, G. S.; KOSTESKI, L. E.; ITURRIOZ, I. Analysis of the failure process by using the lattice discrete element method in the abaqus environment. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, v. 107, p. 102563, 2020.

SÜSSEKIND, J. **Curso de concreto**. Rio de Janeiro: [s.n.], 1985. I.

VALE SILVA, B. **Investigação do potencial dos ensaios APULOT e pull-out para estimativa da resistência a compressão do concreto**. 178 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) — Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2010.

VANTADORI, S. et al. Numerical simulation of the shear strength of the shot-earth 772-granite interface. **Construction and Building Materials**, v. 363, p. 129450, 2023.

XENOS, D.; GRASSL, P. Modelling the failure of reinforced concrete with nonlocal and crack band approaches using the damage-plasticity model cdpm2. **Finite Elements in Analysis and Design**, v. 117, p. 11–20, 2016.

XU, S. Determination of parameters in the bilinear, reinhardt's non-linear and exponentially non-linear softening curves and their physical meanings. *werkstoffe und werkstoffprüfung im bauwesen, hamburg*. **Libri Bod**, v. 15, p. 410–424, 1999.

YOO, D.-Y. et al. Effects of fiber shape, aspect ratio, and volume fraction on flexural behavior of ultra-high-performance fiber-reinforced cement composites. **Composite Structures**, v. 174, p. 375–388, 2017.

ZANICHELLI, A. et al. A novel implementation of the Idem in the ansys ls-dyna finite element code. **Materials**, v. 14, n. 24, p. 7792, 2021.