



SERVIÇO PÚBLICO FEDERAL  
MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL



**SÈGBÉGNON HUBERT HOUNGA**

**ESTUDO DA ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO SOB A  
INFLUÊNCIA DA REAÇÃO EXPANSIVA NO CONCRETO  
PRODUZIDO COM AREIA DE MINÉRIO DE FERRO**

Uberlândia, 2024

**SÈGBÉGNON HUBERT HOUNGA**

**ESTUDO DA ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO SOB A  
INFLUÊNCIA DA REAÇÃO EXPANSIVA NO CONCRETO  
PRODUZIDO COM AREIA DE MINÉRIO DE FERRO**

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia Civil da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Área de Concentração: Estruturas

Orientador: Prof. Dr. Antônio Carlos dos Santos

Uberlândia, 2024

Ficha Catalográfica Online do Sistema de Bibliotecas da UFU  
com dados informados pelo(a) próprio(a) autor(a).

H839  
2024

Hounga, Sègbégnon Hubert, 1991-  
Estudo da aderência aço-concreto sob a influência da  
reação expansiva no concreto produzido com areia de  
minério de ferro [recurso eletrônico] / Sègbégnon Hubert  
Hounga. - 2024.

Orientador: Antonio Carlos dos Santos.  
Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de  
Uberlândia, Pós-graduação em Engenharia Civil.  
Modo de acesso: Internet.  
Disponível em: <http://doi.org/10.14393/ufu.di.2024.682>  
Inclui bibliografia.

1. Engenharia civil. I. Santos, Antonio Carlos dos,  
1968-, (Orient.). II. Universidade Federal de  
Uberlândia. Pós-graduação em Engenharia Civil. III.  
Título.

CDU: 624

Bibliotecários responsáveis pela estrutura de acordo com o AACR2:

Gizele Cristine Nunes do Couto - CRB6/2091  
Nelson Marcos Ferreira - CRB6/3074



## ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Civil				
Defesa de:	Dissertação de Mestrado Acadêmico, 306, PPGEC				
Data:	02 de Setembro de 2024	Hora de início:	14:00 h	Hora de encerramento:	15:50 h
Matrícula do Discente:	12212ECV013				
Nome do Discente:	Sègbégnon Hubert Hounga				
Título do Trabalho:	Estudo da aderência aço-concreto sob a influência da reação expansiva no concreto produzido com areia de minério de ferro				
Área de concentração:	Construção Civil, Estruturas e Geotecnia				
Linha de pesquisa:	Estruturas				
Projeto de Pesquisa de vinculação:					

Reuniu-se, na Sala de Reuniões da FECIV, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, assim composta pelos Professores Doutores: Andrielli Moraes de Oliveira - UFG, Rodrigo Gustavo Delalibera - UFU e Antonio Carlos dos Santos, orientador do candidato.

Iniciando os trabalhos o presidente da mesa, Antonio Carlos dos Santos, apresentou a Comissão Examinadora e o candidato, agradeceu a presença do público, e concedeu ao discente a palavra para a exposição do seu trabalho. A duração da apresentação do Discente e o tempo de arguição e resposta foram conforme as normas do Programa.

A seguir o senhor(a) presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos(às) examinadores(as), que passaram a arguir o(a) candidato(a). Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu o resultado final, considerando o(a) candidato(a):

### **Aprovado**

Esta defesa faz parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre.

O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos, conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU.

Nada mais havendo a tratar foram encerrados os trabalhos. Foi lavrada a presente ata que após lida e achada conforme foi assinada pela Banca Examinadora.



Documento assinado eletronicamente por **Antônio Carlos dos Santos, Professor(a) do Magistério Superior**, em 02/09/2024, às 15:53, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Andrielli Moraes de Oliveira, Usuário Externo**, em 02/09/2024, às 15:55, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).

---



Documento assinado eletronicamente por **Rodrigo Gustavo Delalibera, Professor(a) do Magistério Superior**, em 02/09/2024, às 16:37, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).

---



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site [https://www.sei.ufu.br/sei/controlador\\_externo.php?acao=documento\\_conferir&id\\_orgao\\_acesso\\_externo=0](https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0), informando o código verificador **5645177** e o código CRC **52C6DC8D**.

---

**Referência:** Processo nº 23117.055670/2024-37

SEI nº 5645177

## AGRADECIMENTOS

Meus sinceros agradecimentos a Deus, o Pai Todo-Poderoso, por Sua assistência ao longo de todo este período. Desde 2017, tive o sonho de prosseguir meus estudos no Brasil e reconheço que, sem a vontade de Deus, esse sonho não teria se tornado realidade. Expresso meu profundo agradecimento ao Professor Dr. Antônio Carlos dos Santos, meu orientador, pela sua vasta experiência e conhecimento. Agradeço também por seu amor e consideração pelo povo negro, bem como por sua paciência e orientação tanto antes quanto depois de ingressar no programa de mestrado. Graças a ele, tive a oportunidade de aprender sobre as patologias que afetam a durabilidade do concreto armado, um dos problemas globais na área da construção civil. Agradecimento aos membros da banca examinadora, prof. Dr. Rodrigo Gustavo Delalibera e prof.<sup>a</sup> Dr.<sup>a</sup> Andrielli Morais de Oliveira, pelas contribuições ao trabalho. Gostaria de expressar meus profundos agradecimentos ao Prof. Gregório Sandro Vieira, coordenador do programa, por sua atenção e habilidade em fornecer respostas encorajadoras às minhas dúvidas durante o processo seletivo. Agradeço ao Prof. Rondinele Alberto dos Reis Ferreira e ao Ricardo de Paula Randi pelas revisões realizadas nos trabalhos científicos, que contribuíram para o aprimoramento do conteúdo. Agradeço também aos meus superiores que me proporcionaram a oportunidade de realizar meu estudo de Pós-graduação no Brasil. Em especial, sou grato ao Antônio Amouvi por compartilhar comigo o edital do processo seletivo, e também ao M'hamed Yassin Rajiv da Gloria e Fido Fabrice Kpoholo pelo apoio constante ao longo dessa jornada. A minha esposa, Helene Adjouhon, merece todo o meu agradecimento pelo seu amor e compreensão. Expresso minha gratidão aos meus pais, Hotegni Hounga e Anasthasie Yégbè, por me inscreverem na escola e me incentivarem a seguir até a formação em Engenharia Civil. Agradeço a todos os professores do programa, que ministraram disciplinas fundamentais para o desenvolvimento deste trabalho. Aos técnicos do laboratório, em especial à Cristiane Pires, agradeço por estar sempre disponível para me auxiliar nos ensaios, com seu jeito alegre e prestativo. À equipe de DuraE, expresso meu agradecimento pelo amor, sorriso, esforços e conhecimentos compartilhados comigo. Também sou grato a todos que fazem parte do programa de pós-graduação, em especial ao Rafael, que sempre foi muito atencioso. Por fim, gostaria de agradecer à Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais (FAPEMIG – Projeto PPE-0023-21) e à empresa VALE S.A. por viabilizarem esta pesquisa com apoio financeiro e fornecimento das ferramentas necessárias. O suporte foi fundamental para o sucesso deste trabalho.

HOUNGA, S. H. **Estudo da aderência aço-concreto sob a influência da reação expansiva no concreto produzido com areia de minério de ferro.** 136 f. Dissertação (Mestrado). Mestrado em Engenharia Civil, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2024.

## RESUMO

A deterioração de estruturas de concreto armado devido as reações expansivas podem ser numerosas e variadas. Este estudo analisou experimentalmente o comportamento de aderência aço-concreto produzido com areia de rejeito, sendo essa areia um subproduto de mineração, quando submetido a reações expansivas. A análise foi realizada por meio do ensaio de arrancamento, que consiste na aplicação de uma carga de tração axial para avaliar a aderência entre o aço e o concreto. Para isso, foram produzidos diferentes corpos de prova com 65% de substituição da areia natural por areia de resíduo de minério de ferro variando os parâmetros do concreto (30 e 60 MPa) e do aço (6,3, 8,0, 10,0 e 12,5 mm). Essas amostras foram submetidas a três níveis de expansões (0,00, 0,05 e 0,30%) de formação de etringita tardia, permitindo uma análise mais abrangente dos efeitos da reação expansiva na aderência aço-concreto. Com as medições realizadas, observou-se que o nível de 0,05% surgiu no concreto C60 curado termicamente a 85 °C após 130 dias de armazenamento a 100% de umidade relativa. O concreto apresentou um ganho de resistência à compressão em torno de 3 MPa com esse nível de expansão. Os resultados indicam que, apesar do alto aproveitamento dessa areia na composição do concreto, o comportamento da aderência não sofreu alterações, independentemente do diâmetro das barras. Em comparação aos valores encontrados na literatura, os corpos de prova apresentaram maior resistência de aderência, principalmente devido à melhoria na interface de aderência resultante da reação de hidratação com o teor de substituição utilizado.

**Palavras-chave:** Aderência aço-concreto; Análise experimental; Areia de rejeito; DEF (Formação de Etringita Tardia); Reações expansivas.

HOUNGA, S. H. **Study of bond between steel and concrete under the influence of expansive reaction in concrete produced with iron ore sand.** 136 p. Dissertation (MSc). Master Scientiae in Civil Engineering, Postgraduate Program in Civil Engineering, Federal University of Uberlândia, Uberlândia, 2024.

## ABSTRACT

The deterioration of reinforced concrete structures due to expansive reactions can be numerous and varied. This study experimentally analyzed the bond behavior between steel and concrete produced with residue sand, which is a byproduct of mining, when subjected to expansive reactions. The analysis was conducted using the pull-out test, which consists of applying an axial tensile load to evaluate the bond between the steel and the concrete. To this end, different test specimens were produced with 65% replacement of natural sand by iron ore tailings sand, varying the parameters of the concrete (30 and 60 MPa) and the steel (6.3, 8.0, 10.0, and 12.5 mm). These samples were subjected to three levels of expansion (0.00%, 0.05%, and 0.30%) due to delayed ettringite formation (DEF), allowing for a more comprehensive analysis of the effects of expansive reaction on the steel-concrete bond. Measurements indicated that the 0.05% level occurred in C60 concrete thermally treated at 85°C after 130 days of storage at 100% relative humidity. The concrete showed a gain in compressive strength of about 3 MPa with this level of expansion. The results indicate that, despite the high utilization of this sand in the concrete mix, the bond behavior did not change, regardless of the bar diameter. Compared to the values found in the literature, the specimens showed higher bond strength, mainly due to the improved bond interface resulting from the hydration reaction with the used replacement content

**Keywords:** Steel-concrete bond; Experimental analysis; Residue sand; DEF (Delayed Ettringite Formation); Expansive reactions.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1- Mecanismo de aderência .....	6
Figura 2 - Formação dos consolos de concreto entre as nervuras da barra .....	8
Figura 3 - Curva tensão-deslizamento de aderência.....	9
Figura 4 - Mecanismo locais de ruptura na interface aço-concreto .....	11
Figura 5 - Mecanismos de rupturas associados ao comportamento longitudinal da aderência aço-concreto .....	12
Figura 6 - Ruptura de fendilhamento .....	13
Figura 7 - Tensões de tração do anel na zona de ancoragem .....	14
Figura 8 - Zonas de deformação e fissuras causadas por aderência.....	15
Figura 9 - Condição de equilíbrio da barra de reforço .....	17
Figura 10 - Detalhes da barra deformada .....	22
Figura 11- Configurações: (a) nervura diamantada, (b) nervura paralela e (c) lisa .....	23
Figura 12 - Distribuição da tensão ao longo do comprimento de ancoragem.....	24
Figura 13- Resistência de aderência versus resistência do concreto .....	28
Figura 14 - Relação entre tipo de ruptura e confinamento do concreto .....	29
Figura 15 - Comportamento do concreto fresco durante a concretagem .....	31
Figura 16 - Zonas de boas e más condições de aderência.....	32
Figura 17 - Diferentes configurações do ensaio de aderência aço-concreto .....	33
Figura 18 - Geometria do corpo de prova do ensaio arrancamento .....	34
Figura 19 - Configuração do ensaio de arrancamento.....	35
Figura 20 - Diferentes configurações do ensaio de arrancamento .....	36
Figura 21 - Configuração do ensaio de flexão na viga.....	36
Figura 22 - Geometria do corpo de prova .....	38
Figura 23 - Geometria do corpo de prova .....	39
Figura 24 - Configuração do corpo de prova .....	39

Figura 25 - Configuração do corpo de prova .....	40
Figura 26 - Configuração do corpo de prova .....	40
Figura 27 - Configuração do corpo de prova .....	41
Figura 28 - Configuração do ensaio de arrancamento.....	41
Figura 29 - Detalhe do corpo de prova de arrancamento .....	42
Figura 30 - Configuração do corpo de prova .....	42
Figura 31 - Configuração do corpo de prova .....	43
Figura 32 - Configuração do ensaio de arrancamento.....	43
Figura 33 - Principais mecanismos de deterioração das estruturas de concreto armado .....	44
Figura 34 - Viga protendida atingida de DEF (a) e barragem atingida de RAA (b).....	45
Figura 35 - Diferente fonte de sulfato no concreto .....	46
Figura 36 - Formação de etringita tardia no microporo .....	49
Figura 37 - Expansões das amostras armazenadas a 38 °C.....	49
Figura 38 - Condições e fatores que possibilitam a expansão de DEF .....	50
Figura 39 - Efeito da duração de cura térmica na expansão.....	53
Figura 40 - Efeito da temperatura de cura sobre a expansão de DEF .....	54
Figura 41 - Comparação de expansão entre 100% UR e a imersão na água (Im).....	55
Figura 42 - Expansão após 500 dias em função da concentração de potássio de hidróxido ....	55
Figura 43 - Apresentação esquemática da progressão da RAS .....	57
Figura 44 - Fissuras na pasta de cimento endurecida devido à RAS .....	58
Figura 45 - Mecanismo de ASR em concreto .....	58
Figura 46 - Influência da relação água-cimento.....	62
Figura 47 - Influência do tipo de agregado na resistência à compressão devido às RAA .....	62
Figura 48 - Mecanismo de ruptura da barra transversal.....	63
Figura 49 - Efeito da barra sobre a expansão da RAS .....	65
Figura 50 - Carga máxima de ruptura com diferentes expansões RAS .....	65

Figura 51 - Curvas tensão de aderência-deslizamento antes e depois AES .....	66
Figura 52 - Fluxograma das atividades .....	68
Figura 53 - Geometria do corpo de prova dos ensaios de arrancamento .....	70
Figura 54 - Curvas granulométricas dos agregados .....	72
Figura 55 - Curvas tensão-deformação das barras .....	74
Figura 56 - Diagrama de dosagem .....	75
Figura 57 - Ciclo de tratamento térmico .....	77
Figura 58 - Tanque programável para o ciclo de tratamento térmico .....	78
Figura 59 - Armazenamento dos corpos de prova.....	78
Figura 60 - Disposição dos pinos de medição para as expansões .....	79
Figura 61 - Medição das expansões pelo extensômetro .....	80
Figura 62 - Configuração do ensaio de arrancamento.....	82
Figura 63 - Configuração do ensaio de arrancamento em laboratório .....	83
Figura 64 - Expansão de DEF dos corpos de prova .....	87
Figura 65- Curva tensão <i>versus</i> deslizamento dos C30 MPa: 6,3 mm (a), 8 mm (b), 10 mm (C) e 12,5 mm (d) .....	90
Figura 66 - Curva tensão <i>versus</i> deslizamento dos C60 MPa: 6,3 mm (a), 8 mm (b), 10 mm (C) e 12,5 mm (d).....	92
Figura 67 - Ruptura por arrancamento das barras .....	93
Figura 68 - Comparação dos resultados C60 com 0,00% de DEF.....	95
Figura 69 - Curva carga <i>versus</i> deslizamento .....	96
Figura 70 - Ruptura do corpo de prova de DEF .....	97
Figura 71 - Resistência de aderência <i>versus</i> resistência do concreto .....	99
Figura 72 - Imagens de MEV do grupo C60.....	100
Figura 73 - MEV/EDS grupo C60-2 0,05% DEF .....	101
Figura 74 - Padrões de DRX das principais fases encontradas no grupo C60.....	102
Figura 75 - Ajuste da curva tensão - deslizamento .....	104

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Tempo de monitoramento para 0,30% de expansão de DEF .....	56
Tabela 2 - Propriedades mecânicas dos concretos .....	60
Tabela 3 - Quantidade de corpos de prova por nível de expansão .....	69
Tabela 4 - Quantidade de amostras para cada diâmetro da barra a cada mistura.....	70
Tabela 5 - Composição química do cimento CP-V .....	71
Tabela 6 - Composição química da areia de resíduo de minério de ferro .....	72
Tabela 7 - Propriedades físicas dos agregados .....	72
Tabela 8 - Propriedades mecânicas das barras CA 50.....	73
Tabela 9 - Consumo de materiais para 1 m <sup>3</sup> de concreto .....	75
Tabela 10 - Quantidade dos corpos de prova para medição das expansões .....	79
Tabela 11 - Estimação da carga teórica de ruptura de cada diâmetro da barra. ....	83
Tabela 12- Resultado dos ensaios mecânicos dos concretos.....	88
Tabela 13 - Resultado dos ensaios de arrancamento com concreto C30 MPa.....	89
Tabela 14 - Resultado dos ensaios de arrancamento com concreto C60 MPa sem expansão..	91
Tabela 15 - Resultados do ensaio de arrancamento da literatura .....	94
Tabela 16 - Comparação dos resultados aos modelos.....	98
Tabela 17- Parâmetros característicos da curva de aderência nas Equações (1) e (3) .....	103

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A_R$	Área da projeção de uma única nervura na seção transversal
$c/d$	Relação cobertura/diâmetro
$c$	Coessão do concreto
$F_a$	Força de ancoragem
$f_d$	Área relativa das nervuras
$K$	Concentração da solução intersticial
$KS$	Concentração de saturação em relação à etringita
$la$	Comprimento da ancoragem
$l_d$	Espaçamento das nervuras.
$\emptyset$	Diâmetro da barra
$P_{max}$	Carga máxima
$P_c$	Pressão de cristalização
$P_r$	Carga de ruptura
$R$	Constante para gás ideal
$T$	Temperatura
$V$	Volume da solução intersticial
$a/c$	Relação água/cimento
$f_{ck}$	Resistência à compressão do concreto
$l_a$	Comprimento de ancoragem
$\Delta f_s$	Mudança de tensão de tração na barra
$A_b$	Área da seção transversal da barra
$f_{ctd}$	Resistência de cálculo em tração do concreto
$f_{ctk,0,05}$	Resistência à tração característica com 5% de fragilidade
$f_{ctm}$	Resistencia media à tração do concreto
$\gamma_c$	Coefficiente de seguridade do concreto
$\eta$	Factor de condição de aderência
$f_{cm}$	Classe de resistência do concreto
$A_n$	Área da seção transversal da barra
$\Delta \epsilon$	Varição da deformação
$E_s$	Modulo de elasticidade da barra

$\tau_{max}$	Tensão máxima de aderência
$\tau_b$	Tensão de aderência
$\sigma_r$	Tensão radial
$d_s$	Diâmetro da barra
$l_d$	Espaçamento das nervuras
$u$	Perímetro da barra
$\mu$	Coefficiente de atrito
$A_b$	Seção da barra
$f_y$	Tensão de escoamento da barra
$l_f$	Comprimento final
$l_i$	Comprimento inicial

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

$K_2O$	Sulfato de potássio
$Na_2O$	Óxidos de sulfato de sódio
a/c	Relação água - cimento
AES	Ataque externo por sulfato
AIS	Ataque interno por sulfato
$Al_2O_3$	Óxido de alumínio
ASTM	<i>American Society for Testing Materials</i>
$C_2S$	Silicato dicálcico
$C_3A$	Aluminato tricálcico
$C_3S$	Silicato tricálcico
$C_4AF$	Ferroaluminato de cálcio
$C_4ASH_{12}$	Monossulfato
CA	Concreto armado
$Ca(OH)_2$	Hidróxido de cálcio hidratado
C-S-H	Silicato de cálcio hidratado
$CaSO_4 \cdot 2H_2O$	Gesso
CEB	<i>Euro-International Committee for concrete</i>
CH	Hidróxido de cálcio
CP - ARI	Cimento Portland de alta Resistência inicial
DEF	<i>Delayed ettringite formation</i>
EEF	<i>Early Etringite Formation</i>
FECIV	Faculdade de Engenharia Civil
UR	Umidade relativa
ITZ	Zona de transição
KOH	hidróxido de potássio

PVC	Policloreto de vinil
LMEst	Laboratório de Mecânica de Estrutura
LVDT	Transdutor de deslocamento variável linear
$\text{Na}_2\text{O}_{\text{eq}}$	Teor alcalino equivalente
$\text{Na}_2\text{SO}_4$	Sulfato de sódio
$\text{OH}^-$	Íons hidroxila
RAA	Reação álcali-agregado
RAS	Reação álcali-sílica
RAC	Reação álcali-Carbonato
MEV	Microscópica eletrônica de varredura
$\text{SO}_3$	Trióxido de enxofre
UFU	Universidade federal de Uberlândia



# SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1	OBJETIVOS.....	3
1.1.1	<i>Objetivo principal .....</i>	<i>3</i>
1.1.2	<i>Objetivos específicos .....</i>	<i>3</i>
1.2	JUSTIFICATIVA.....	3
1.3	ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO.....	4
<b>2</b>	<b>ADERÊNCIA NO CONCRETO ARMADO .....</b>	<b>5</b>
2.1	MECANISMO DE ADERÊNCIA .....	6
2.1.1	<i>Aderência por adesão.....</i>	<i>6</i>
2.1.2	<i>Aderência por atrito .....</i>	<i>7</i>
2.1.3	<i>Aderência mecânica .....</i>	<i>7</i>
2.2	COMPORTAMENTO DE ADERÊNCIA AÇO - CONCRETO.....	8
2.3	TIPOS DE RUPTURA.....	11
2.3.1	<i>Arrancamento.....</i>	<i>11</i>
2.3.2	<i>Fendilhamento do concreto.....</i>	<i>13</i>
2.3.3	<i>Escoamento da barra .....</i>	<i>16</i>
2.4	TENSÃO DE ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO .....	16
2.5	FATORES QUE AFETAM ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO.....	21
2.5.1	<i>Tipos e superfícies da barra.....</i>	<i>22</i>
2.5.2	<i>Comprimento de ancoragem .....</i>	<i>24</i>
2.5.3	<i>Resistência à compressão do concreto.....</i>	<i>26</i>
2.5.4	<i>Diâmetros da barra.....</i>	<i>27</i>
2.5.5	<i>Cobrimento do concreto.....</i>	<i>28</i>
2.5.6	<i>Influência da posição da barra .....</i>	<i>30</i>
2.6	ENSAIOS DE ADERÊNCIA.....	32

2.7	ESTUDO DE ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO .....	37
<b>3</b>	<b>REAÇÃO EXPANSIVA NO CONCRETO .....</b>	<b>44</b>
3.1	ETRINGITA NO CONCRETO .....	45
3.1.1	<i>Mecanismos de expansão de DEF .....</i>	<i>48</i>
3.1.2	<i>Fatores condicionante a expansão DEF .....</i>	<i>50</i>
3.1.3	<i>Composição química e traço do concreto .....</i>	<i>50</i>
3.1.4	<i>Condições de cura e de conservação .....</i>	<i>52</i>
3.2	REAÇÃO ÁLCALI-AGREGADO (RAA).....	56
3.2.1	<i>Mecanismo e química de Reação Álcali-Silica (RAS).....</i>	<i>58</i>
3.3	IMPACTO DE REAÇÕES EXPANSIVAS EM CONCRETO ARMADO .....	60
3.4	EFEITO DAS EXPANSÕES NA ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO .....	64
<b>4</b>	<b>PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS .....</b>	<b>68</b>
4.1	CONFECÇÃO DOS CORPOS DE PROVA .....	70
4.2	MATERIAIS .....	71
4.2.1	<i>Cimento .....</i>	<i>71</i>
4.2.2	<i>Agregados.....</i>	<i>71</i>
4.2.3	<i>Aditivo .....</i>	<i>73</i>
4.2.4	<i>Barra .....</i>	<i>73</i>
4.3	DEFINIÇÃO DOS TRAÇOS.....	74
4.4	MOLDAGEM E CURA DOS CORPOS DE PROVAS .....	76
4.4.1	<i>Corpos de prova sem expansão.....</i>	<i>76</i>
4.4.2	<i>Corpos de prova com expansão .....</i>	<i>76</i>
4.5	MEDIÇÃO DAS EXPANSÕES .....	79
4.6	ENSAIOS .....	81
4.6.1	<i>Propriedades mecânicas do concreto .....</i>	<i>81</i>
4.6.2	<i>Ensaio de arrancamento .....</i>	<i>81</i>

4.6.3	<i>Análises microestruturais do concreto</i> .....	84
4.7	ANÁLISE ESTATÍSTICA .....	85
<b>5</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES</b> .....	<b>87</b>
5.1	Variação Longitudinal.....	87
5.2	Propriedades mecânicas do concreto.....	88
5.3	Ensaio de arrancamento .....	89
5.4	Análise microestrutura .....	99
5.5	Análise estatística .....	102
<b>6</b>	<b>CONCLUSÃO E SUGESTÕES</b> .....	<b>105</b>
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b> .....	<b>107</b>

# 1 INTRODUÇÃO

As condições de resistência às solicitações de um elemento em concreto armado supõem que as barras não deslizem no interior do concreto. Este é o fenômeno de aderência que impede ou limita esses deslizamentos. A aderência é umas das principais propriedades estruturais do concreto armado, responsável pela transmissão de tensões entre concreto e barras de aço como barra, garantindo assim a compatibilidade de deformações e o trabalho em conjunto dos materiais (AFEFY e EI-TONY, 2015; SHI *et al.*, 2024).

Essa transmissão de tensões é especialmente importante no contexto dos estados limites, devido ao comportamento diferenciado dos materiais (limitação de resistência do concreto à tração e da barra de aço à compressão). Na escala do elemento estrutural, o dimensionamento no Estado de Limite Último (ELU) foca na resistência da estrutura diante de condições extremas, explorando a ductilidade do aço. Por outro lado, o dimensionamento no Estado de Limite de Serviço (ELS) visa garantir conforto e durabilidade, especialmente controlando a abertura de fissuras e os danos no concreto.

Além das solicitações ao qual a estrutura em concreto armado é submetida ao longo da vida útil, é importante destacar a possibilidade de ocorrência de manifestações patológicas, que causam degradação aos elementos, como as reações expansivas envolvendo sulfatos e reações álcalis agregado. As principais manifestações dessas reações expansivas são a formação de fissuras multidimensionais levando à redução das propriedades mecânicas do material em concreto.

Os estudos realizados sobre reações de sulfatos e reações álcalis agregados demonstram que sua expansão reduz significativamente as propriedades mecânicas do concreto, tais como resistência à compressão, tração e módulo de elasticidade (DEBOUCHA *et al.*, 2018; SCHOVANZ *et al.*, 2021). Estudos também relatam que tais patologias podem causar danos sérios ao cobrimento do concreto circundante a barra de aço, diminuindo a aderência entre o concreto e a barra de aço, o que pode levar a deformações excessivas e ruptura (LU *et al.*, 2022; LUO *et al.*, 2022).

O impacto da aderência aço-concreto no espaçamento das fissuras e na sua abertura em vigas é tido em conta nas expressões específicas do Eurocode 2. Estas expressões são obtidas considerando a transferência de forças entre o concreto e a barra de aço que ocorre entre duas fissuras contíguas. A alteração das características mecânicas como a perda de aderência devido

às fissuras (efeitos das manifestações patológicas) que ocorre ao longo de uma viga também modifica a sua rigidez à flexão e, portanto, a sua deformação.

Como material mais usado na construção civil, uma parte considerável do impacto ambiental do concreto está relacionada aos agregados, que representam entre 70 e 75% do volume total do material (CHIRIATTI, 2019; ROCKSON *et al.*, 2020). Com o aumento da demanda na construção civil, os recursos de agregados naturais estão sendo gradualmente esgotados. A substituição da areia natural por resíduos provenientes dos processos de produção no traço do concreto não apenas introduz uma abordagem mais econômica nesse processo, mas também contribui para a conservação do meio ambiente (CHIRIATTI, 2019; ROCKSON *et al.*, 2020; SHI *et al.*, 2024).

O uso dos resíduos, como resíduo de minério de ferro, não só resolve o problema do congestionamento das barragens (estocagem dos resíduos), mas também aborda o esgotamento dos recursos naturais associado ao método de produção linear. Embora seja benéfico do ponto de vista ambiental, o uso de resíduos em substituição parcial aos agregados naturais não é neutro em termos técnicos. De fato, propriedades como a forma, porosidade e rigidez dos agregados, assim como a adequada compactação durante seu empilhamento, desempenham um papel crucial no comportamento do concreto (CHIRIATTI, 2019; SHI *et al.*, 2024).

Considerando que o desempenho global de um elemento estrutural sob carga é profundamente influenciado pela aderência entre o concreto e o aço, este estudo dedica-se a uma análise detalhada dos impactos das reações expansivas, especialmente aquelas relacionadas aos sulfatos na interação aço-concreto. Dá-se especial atenção ao uso de areia de resíduo de minério de ferro como substituto na fabricação do concreto, visando compreender como essa substituição afeta a qualidade e eficácia da aderência entre os materiais.

## 1.1 OBJETIVOS

### 1.1.1 *Objetivo principal*

Estudar a perda da aderência aço-concreto em concreto com reações expansivas e com agregados de areia de minério de ferro.

### 1.1.2 Objetivos específicos

- Avaliar as cargas de arrancamento das barras de aço com diâmetros nominais de 6,3; 8,0, 10,0 e 12,5 mm em concretos com classe de resistência C30 e C60 MPa, utilizando areia de resíduo de minério de ferro;
- Avaliar as cargas de arrancamento das barras de aço com diâmetros nominais de 6,3; 8,0, 10,0 e 12,5 mm em concretos com classe de resistência C30 e C60 MPa sob a influência de 0,05% da expansão de DEF, em traço com areia de resíduo de minério de ferro;
- Avaliar as cargas de arrancamento das barras de aço com diâmetros nominais de 6,3; 8,0, 10,0 e 12,5 mm em concretos com classe de resistência C30 e C60 MPa sob a influência de 0,30% da expansão de DEF, utilizando areia de resíduo de minério de ferro.

## 1.2 JUSTIFICATIVA

A principal justificativa desta pesquisa é analisar se o concreto fabricado com areia de resíduo de minério de ferro apresenta desdobramentos patológicos que possam levar à perda de capacidade resistiva do elemento estrutural, visto que a degradação decorrente de reações expansivas no concreto pode acarretar redução de aderência aço-concreto.

A aplicação de materiais de subproduto em processos de produção como, por exemplo, a areia de resíduo oriundo da mineração, pode apresentar diversas vantagens nos processos produtivos de uma empresa, podendo citar as vantagens econômicas em um nível empresarial e as vantagens ambientais em um nível social. Sendo assim, justifica-se o esforço de pesquisar e compreender as consequências de se aplicar uma nova matéria-prima na confecção de concreto armado.

Ao se empregar novos insumos como cimento, agregados graúdo e miúdo em traços de concreto, torna-se importante o conhecimento das propriedades desses materiais e, conseqüentemente, o conhecimento das propriedades do concreto fabricado a partir desses materiais. As propriedades desses materiais podem levar o concreto a desdobramentos patológicos, como por exemplo, reações expansivas que acarretam a deterioração do elemento. Conseqüentemente, a resposta e o comportamento estrutural do elemento podem ser afetados.

Essa análise será realizada principalmente no efeito que os fenômenos de expansão causam na aderência aço-concreto, visto que a perda de aderência acarreta perda de capacidade de resistência do elemento estrutural em serviço, diminuindo sua vida útil.

### 1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Este trabalho foi organizado em seis capítulos, estruturados conforme a sequência abaixo:

- No Capítulo 1, é apresentada uma introdução ao tema, incluindo justificativas para o trabalho e o objetivo a ser alcançado;
- No Capítulo 2, são apresentadas revisões bibliográficas gerais sobre a aderência aço-concreto;
- No Capítulo 3, são apresentadas revisões bibliográficas gerais sobre as principais reações expansivas em concreto e o efeito dessas reações expansivas sobre as propriedades mecânicas do concreto e sobre a aderência aço-concreto;
- No Capítulo 4, são apresentados o planejamento e a metodologia experimental aplicados nesta pesquisa, com detalhes sobre a quantidade e a confecção dos corpos de prova, ensaios de caracterização dos materiais, equipamentos utilizados para realização dos ensaios, procedimentos executados nos ensaios e resultados preliminares obtidos;
- No Capítulo 5, são apresentados os resultados e as discussões dos ensaios de arrancamento dos corpos de prova, incluindo gráficos, tabelas e outros dados relevantes;
- No Capítulo 6, são apresentadas as conclusões das pesquisas e as sugestões para o trabalho futuro.

## 2 ADERÊNCIA NO CONCRETO ARMADO

O desempenho estrutural adequado do concreto armado é influenciado por diversos elementos, incluindo as dimensões geométricas do elemento estrutural, as propriedades mecânicas dos materiais (concreto e aço) e a qualidade da aderência entre eles.

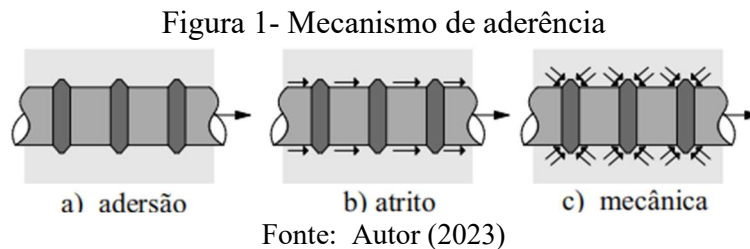
A aderência é responsável pela transmissão de tensões entre o aço e o concreto, garantindo assim a compatibilidade de deformações e o trabalho em conjunto dos materiais. Assim, uma resistência de aderência inadequada pode levar a uma diminuição da capacidade última e da rigidez da estrutura quando submetida a diferentes condições de carregamento (AFEFY; EL-TONY, 2015; ZHANG *et al.*, 2022). Além da função de transmissão de esforço, a aderência deve impedir ou limitar os deslizamentos das barras de aço no interior do concreto. Em contrapartida, quando ocorre deslocamento entre a barra e o concreto, as tensões de aderência são acionadas para transferir as tensões entre as barras e o concreto, conforme descrito por Kang *et al.* (2020).

Como material compósito, o concreto armado responde de maneira adequada a diversas solicitações. No entanto, o concreto isoladamente apresenta uma resistência limitada, ou mesmo insuficiente, à tração normal. Essa limitação é especialmente evidente nas zonas tracionadas de elementos flexionados, como vigas e lajes. Para remediar isso, o concreto é reforçado pela adição de barras de aço nessas partes sujeitas à tração. As barras de aço (armaduras), incapazes isoladamente de suportar esforços comprimidos devido ao risco iminente de flambagem, são associadas ao concreto, especialmente em pilares e zonas comprimidas das vigas. Essa associação permite sua participação eficaz na absorção dos esforços de compressão dentro do elemento estrutural, com o concreto ainda mantendo uma parte significativa dessa função (SULAIMAN *et al.* 2017; XU *et al.*, 2023). O bom funcionamento dessa associação depende, portanto, de uma aderência boa entre o aço e o concreto, que representa a interface da transferência de esforços entre os dois materiais. Na ausência de uma boa aderência, pode ocorrer um deslizamento das barras no concreto, comprometendo assim a capacidade da associação de resistir à abertura de fissuras (CHIRIATTI, 2019; XU *et al.* 2024). O comprimento da barra necessário para garantir a transmissão total desses esforços é chamado de comprimento de ancoragem (ABNT-NBR 6118, 2023; SULAIMAN *et al.*, 2017; KRISHNAVENI; RAJENDRAN, 2022).



## 2.1 MECANISMO DE ADERÊNCIA

Os estudos realizados, como os de Lutz e Gergely (1967) e de Goto (1971), mostraram que a aderência entre aço e concreto ocorre por três mecanismos distintos: aderência por adesão, aderência por atrito e aderência mecânica. Estes três mecanismos de aderência são representados na Figura 1.



A adesão química e a aderência por atrito entre o aço e o concreto são responsáveis pela aderência inicial, no entanto, o intertravamento mecânico é a contribuição mais significativa para a resistência de aderência no caso das barras nervuradas. Por outro lado, a aderência das barras lisas é influenciada somente pela adesão química e pelo atrito.

### 2.1.1 Aderência por adesão

A aderência por adesão, também conhecida como adesão química, representa o primeiro mecanismo na transferência de esforços entre o aço e o concreto. Esse tipo de aderência implica que o concreto ao redor da barra permanece em sua fase elástica (sem deformações excessivas) e é fortemente influenciado pela qualidade da zona de transição entre aço e concreto entre a barra de aço e o concreto. Isso inclui considerações sobre o tamanho e qualidade máximos dos agregados, além das condições de endurecimento do concreto.

Este mecanismo de aderência, no entanto, não oferece uma tensão de aderência significativa sob o ponto de vista da tensão de adesão, pois é suscetível a ruptura em caso de pequenos deslocamentos das barras (LUTZ; GERGELY, 1967; GOTO, 1971; HUANG; LIU, 2023). De acordo com as referências citadas, a adesão química apresenta valores próximos à tensão de tração do concreto, e o deslizamento da barra é aproximadamente de 5 micrômetros.

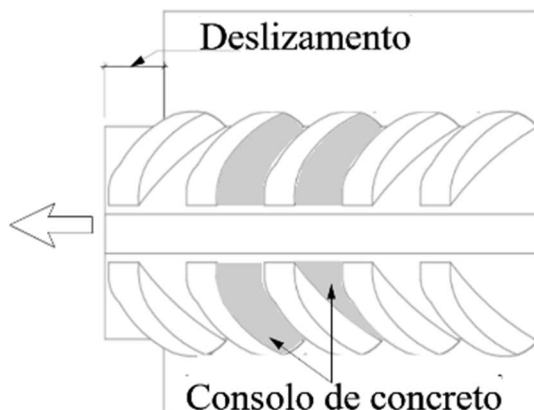
### 2.1.2 Aderência por atrito

O fenômeno do atrito está associado às forças resultantes do atrito gerado pela rugosidade na interface entre o aço e o concreto, assim como às forças transversais na superfície da barra de aço devido ao deslizamento relativo entre os dois materiais. Essas forças transversais na superfície da barra de aço são provocadas por tensões de compressão transversais exercidas pelo concreto ao redor da barra, agindo contra o deslizamento da mesma (LUTZ; GERGELY, 1967; GOTO, 1971; HUANG; LIU, 2023). A magnitude da força de atrito está relacionada a um coeficiente que, por sua vez, depende da qualidade do concreto (resistência à compressão) e do tipo da barra de aço (rugosidade). Para barras lisas (sem nervuras), o coeficiente de atrito é geralmente considerado 0,3, podendo atingir o valor de 1,73, dependendo da posição da barra no concreto no caso de outros tipos de barras. O coeficiente de atrito ( $\mu$ ), equiparado à rigidez (inclinação da reta), quantifica o aumento na resistência ao deslizamento da interface resultante de um aumento na tensão normal, um componente da aderência. Este coeficiente de atrito  $\mu$  pode ser expresso como um ângulo, denominado "ângulo de atrito" e representado por  $\phi$ , através da relação  $\tan(\phi) = \mu$ . O ângulo de atrito geralmente varia entre 40 e 60 graus (CHIRIATTI, 2019; HUANG; LIU, 2023).

### 2.1.3 Aderência mecânica

A aderência mecânica resulta do intertravamento entre concreto no espaço das nervuras na superfície da barra possibilitando maior resistência contra o deslizamento da barra, favorecendo a boa transferência dos esforços entre aço-concreto. A aderência mecânica ocorre pela formação de “consolos de concreto” (conforme ilustrado na Figura 2) por meio do engrenamento mecânico entre a superfície da armadura e o concreto. É importante ressaltar que esse fenômeno é usual apenas em barras com maior rugosidade superficial (LUTZ; GERGELY, 1967; GOTO, 1971; WANG *et al.*, 2022; HUANG; LIU, 2023).

Figura 2 - Formação dos consolos de concreto entre as nervuras da barra



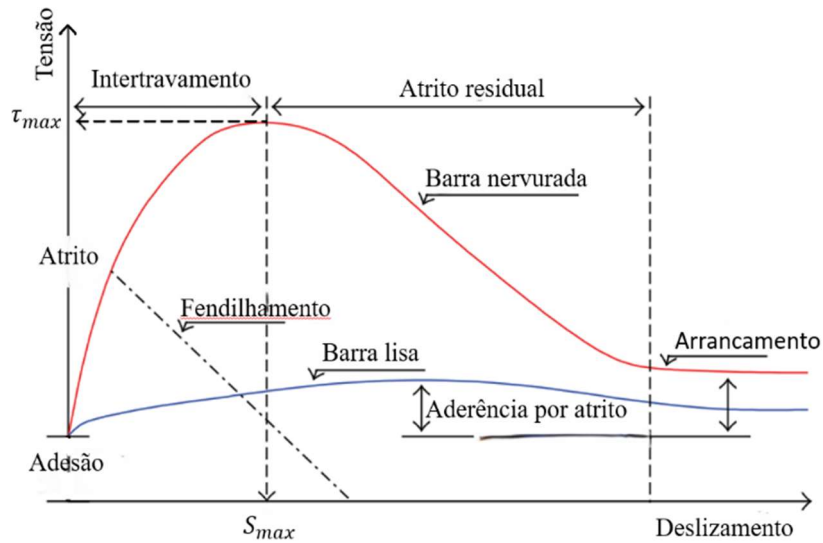
Fonte : Autor (2024)

Sulaiman *et al.* (2017) e Zheng *et al.* (2023) explicam que a característica de aderência entre barra e concreto pode ser descrita pela relação local entre a tensão de aderência e o deslizamento local relevante da barra. Adicionalmente, os autores definem o deslizamento como o deslocamento relativo da barra em relação ao concreto, conforme ilustrado na Figura 2.

## 2.2 COMPORTAMENTO DE ADERÊNCIA AÇO - CONCRETO

O comportamento de aderência aço-concreto é governado pela curva de tensão *versus* deslocamento como apresentado na Figura 3. Esse comportamento depende de vários parâmetros, como a posição da barra, o adensamento do concreto e a velocidade de carregamento. Essa curva pode ser obtida a partir de um ensaio de aderência do tipo "*Pull-out*", em que o deslizamento é monitorado e um confinamento adequado é aplicado para evitar a ruptura por fendilhamento do concreto (HONG; PARK ,2012; AFEFY; EL-TONY, 2015; HUANG; LIU, 2023).

Figura 3 - Curva tensão-deslizamento de aderência



De acordo com os autores referenciados, a curva de comportamento tensão *versus* deslocamento apresenta duas partes distintas: a parte ascendente e a parte descendente. Inicialmente, a aderência entre a barra e o concreto circundante depende da adesão química a qual se rompe com os primeiros deslizamentos da barra. Após a ruptura da adesão química, o fenômeno de intertravamento mecânico entre as nervuras da barra e o concreto circundante passa atuar, aumentando a tensão de aderência à medida que o escorregamento aumenta. Esse fenômeno causa a compressão do concreto circundante à barra, resultando na formação de microfissuras que se tornam visíveis na superfície do concreto à medida que a carga de tração na barra aumenta. De acordo com diversos estudos na literatura (HONG; PARK, 2012; AFEFY; EL-TONY, 2015; SULAIMAN *et al.*, 2017; ZHANG *et al.*, 2022; HUANG; LIU, 2023), caso o cobrimento do concreto ao redor da barra seja insuficiente, as fissuras podem levar ao fendilhamento, comprometendo assim a tensão de aderência. Por outro lado, se o cobrimento for adequado, a tensão de aderência continuará a aumentar até atingir o valor limite, conhecido como resistência de aderência. Este comportamento indica a completa transferência de cisalhamento do concreto entre as nervuras, marcando o fim da fase ascendente e o início da fase descendente. Na fase descendente, a tensão residual corresponde ao mecanismo de atrito ao longo da zona de concreto cisalhado até o arrancamento da barra. Em contrapartida, a aderência das barras lisas mantém-se quase constante após a ruptura de adesão química até o arrancamento da barra, ocorrendo principalmente pelo mecanismo de atrito entre o aço e o concreto.

Vários pesquisadores têm proposto modelos para ajustar a curva tensão-deslizamento, os quais permitem determinar a tensão local de aderência em qualquer ponto do deslizamento da barra. Esses modelos foram fundamentados na literatura original do CEB-FIB (2010), que aproximou a fase ascendente da curva através de uma função potencial, conforme descrito na Equação 1:

$$\tau = \tau_u \cdot (S/S_u)^\alpha \quad 0 \leq S < S_u \quad \text{Equação 1}$$

Sendo:

$\tau$  : Tensão local;

$S$  : Deslizamento correspondendo a  $\tau$ ;

$\tau_u$  : Tensão última de aderência;

$S_u$  : Deslizamento correspondendo a  $\tau_u$ .

Muitas vezes a parte descendente da curva não apresenta um comportamento linear conforme mencionada no modelo CEB-FIB (2010). Devido a isso, KHAKSEFIDI *et al.* (2021) e SHI *et al.* (2024) propuseram uma relação exponencial para modelar a parte descendente da curva tensão-deslizamento. Essas contribuições permitem calcular a tensão local em qualquer ponto que melhor se aproxima ao deslizamento, conforme descrito nas Equação 2 e 3, respectivamente.

$$\tau = \tau_u \cdot \text{Exp}\left(-\beta \left(\frac{S}{S_u} - 1\right)^2\right) \quad S_u \leq S \quad \text{Equação 2}$$

$$\tau = \tau_u \cdot \frac{S/S_u}{\beta(S/S_u)^2 + S/S_u} \quad S_u \leq S \quad \text{Equação 3}$$

Os parâmetros  $\alpha$  e  $\beta$  nas equações propostas foram determinados através de uma análise de mínimos quadrados aplicada aos dados experimentais obtidos ( $\tau_u$ ,  $S$  e  $S_u$ ) nos ensaios de arrancamento.

## 2.3 TIPOS DE RUPTURA

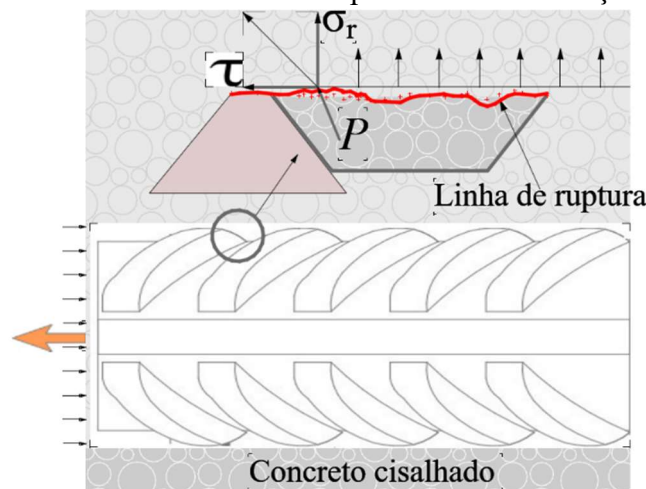
A ruptura de aderência aço-concreto pode ocorrer em três modos diferentes, dependendo das condições de confinamento e do comprimento de ancoragem:

- por arrancamento da barra;
- por fendilhamento do concreto;
- por tração ou escoamento da barra.

### 2.3.1 Arrancamento

O mecanismo de ruptura por arrancamento é caracterizado pelo atrito que ocorre após a perda da resistência de aderência. Devido ao elevado estado de tensões ao longo do deslizamento, formam-se fissuras cônicas que marcam a linha de ruptura entre o concreto das nervuras e o do cobrimento (Figura 4). No modo de ruptura por arrancamento, após a resistência de aderência sob condições de confinamento adequado, o mecanismo de intertravamento é substituído pelo atrito concreto-concreto, levando ao cisalhamento dos pedaços de concreto entre as nervuras. A tensão de aderência diminui rapidamente devido a duas razões principais: (a) a interface irregular é desgastada até se tornar plana, e as partículas de concreto rolantes na interface reduzem a resistência ao atrito, e (b) as partículas de concreto raspadas diminuem a pressão na superfície de contato (ZHAO e ZHU, 2017; XU et al.,2024).

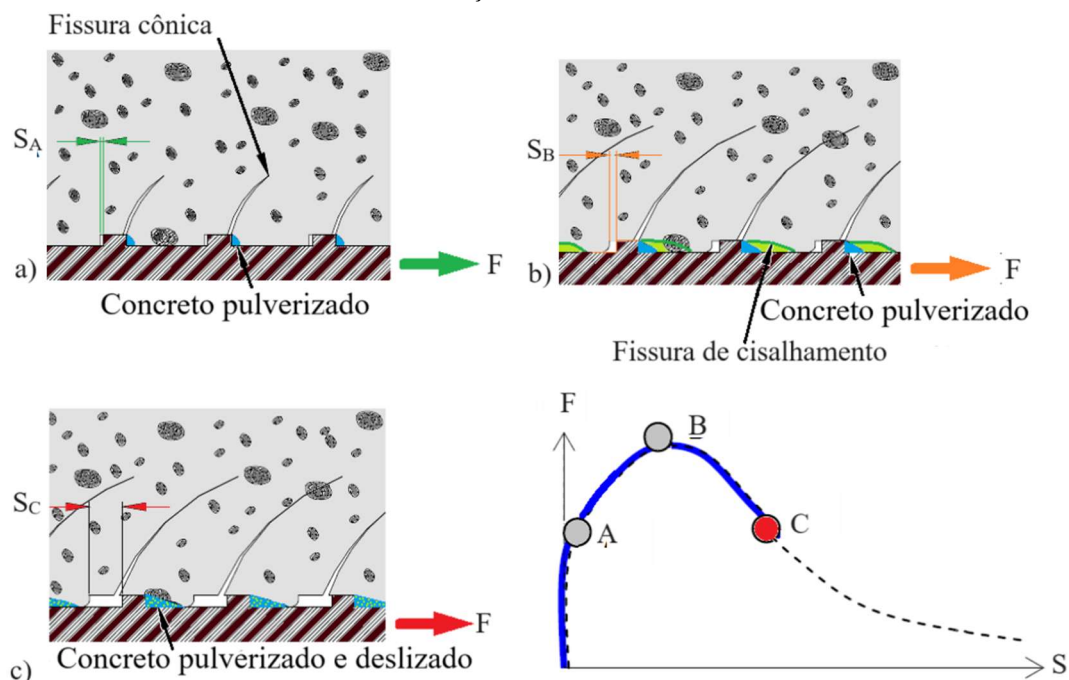
Figura 4 - Mecanismo locais de ruptura na interface aço-concreto



Fonte: Adaptado de Xu *et al.* (2024)

Com base na análise anterior, o comportamento longitudinal da aderência envolve o deslizamento entre a barra e o concreto. Este deslizamento da barra devido à carga de tração favorece localmente o desenvolvimento de tensões normais de reação no concreto entre as nervuras, podendo atingir sua resistência à compressão (GARCIA-TAENGUA et al., 2015; SULAIMAN et al., 2017; CHIRIATTI, 2019; LV et al., 2023). O início do deslizamento faz com que o mecanismo de intertravamento gere forças de reação no concreto entre as nervuras, que se decompõem em tensão de cisalhamento  $\tau$ , e em tensão radial  $\sigma_r$ , conforme ilustrado na Figura 4. A força resultante que atua na interface aço-concreto geralmente está inclinada por um ângulo que depende da razão  $\sigma/\tau$ . Com base nas referências citadas, o início do deslizamento induz tensões de tração no concreto circundante à barra. Essas tensões, ao atingirem a adesão química, provocam microfissuras cônicas no concreto, conhecidas como fissuras internas, as quais têm um ângulo de  $45^\circ$  em relação à barra (conforme ilustrado na Figura 5-a).

Figura 5 - Mecanismos de rupturas associados ao comportamento longitudinal da aderência aço-concreto



Fonte: Chiriatti (2019)

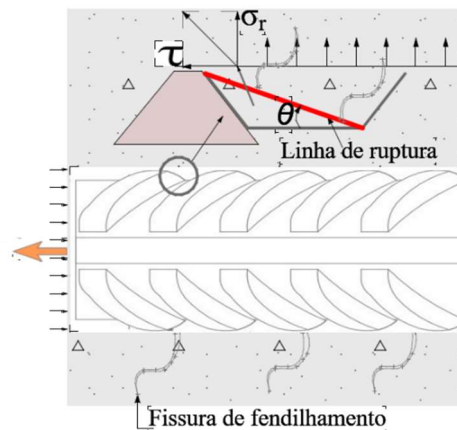
As fissuras internas atuam como bielas de compressão, aumentando a resistência ao atrito e, conseqüentemente, resistindo ao deslizamento. No entanto, o aumento das bielas de compressão, devido ao incremento do intertravamento, induz a formação de fragmentos de

concreto pulverizado nas cavidades das nervuras (Figura 5 C), favorecendo a diminuição da resistência de aderência até o arrancamento da barra.

### 2.3.2 Fendilhamento do concreto

Na ausência de confinamento adequado, que poderia absorver às microfissuras, o plano de ruptura por fendilhamento é inclinado em um ângulo de acordo com a ação de intertravamento, conforme representado na Figura 6. A resistência da aderência aumenta com o aumento do ângulo de fendilhamento (Zhao e Zhu, 2017; Xu et al., 2024).

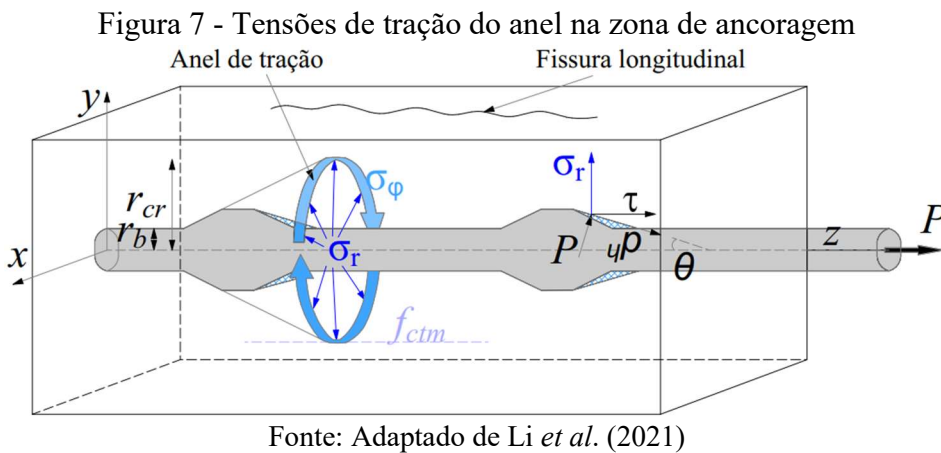
Figura 6 - Ruptura de fendilhamento



Fonte: Adaptado de Xu *et al.* (2024)

De acordo na literatura (CHIRIATTI, 2019; LI *et al.*, 2021; LV *et al.*, 2023), as tensões radiais de reação  $\sigma_r$  que atuam na interface aço-concreto são equilibradas pelo desenvolvimento de tensões normais circunferenciais de tração conhecida também de anel de tração na espessura do cobrimento do concreto (Figura 7). Essa tração circunferencial, com valor inferior à resistência à tração do concreto, possibilita o aumento da tensão de aderência, o que resulta no aumento da rigidez da interface. No entanto, quando essa tensão é aumentada até atingir a capacidade resistiva à tração do concreto, surgem fissuras de fendilhamento que se propagam radialmente no cobrimento do concreto.



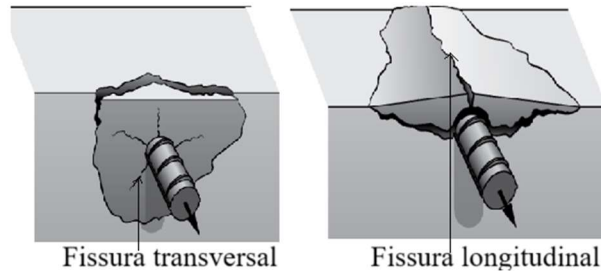


Essas fissuras, associadas à contínua pulverização do concreto entre as nervuras das barras, levam à diminuição da rigidez da interface, podendo ocasionar o fendilhamento do cobrimento de concreto.

Tepfers (1973) explicou que, em vigas de concreto, as tensões anéis surgem sempre em torno da barra de reforço em todos os lugares onde há tensão de aderência. Como esses anéis têm uma menor parte em contato com o concreto circundante à barra, eles rompem assim que o concreto atinge sua última tensão de tração. A ruptura dos anéis resulta em fissuras longitudinais que se propagam ao longo da barra de aço, podendo acarretar na ruptura da aderência sem que a tensão máxima seja atingida, conforme ilustrado no ponto B na Figura 5 (GARCIA-TAENGUA *et al.*, 2015; SULAIMAN *et al.*, 2017; TIRASSA *et al.*, 2021; ZHENG *et al.*, 2023).

Com base no exposto, é importante ressaltar que as tensões radiais são fundamentais para a aderência aço-concreto quando o mecanismo de adesão é rompido. Se essas tensões forem perdidas, a aderência não será mobilizada e a ruptura por fendilhamento ocorrerá. A Figura 8 ilustra as diferentes fissuras relacionadas à aderência aço-concreto. As fissuras transversais conhecidas como fissuras de aderência, provém das microfissuras (fissura interna) que se propagam para a superfície do concreto após um deslizamento excessivo da barra (CHIRIATTI, 2019; SULAIMAN *et al.*, 2017; ZHENG *et al.*, 2023).

Figura 8 - Zonas de deformação e fissuras causadas por aderência



Fonte: Moccia *et al.* (2021)

Ao redor das fissuras internas, as forças de aderência aumentam as tensões de circunferenciais de anel, o que resulta em maior risco de aparecimento das fissuras longitudinais de fendilhamento (GOTO, 1971; WANG *et al.*, 2021). Os autores concluíram que a formação de fissuras internas é influenciada pela rugosidade superficial das barras, sendo mais prováveis de ocorrer quando as nervuras da barra são orientadas lateralmente do que diagonalmente.

De acordo com o CEB-FIP (2014), para assegurar um adequado confinamento, é recomendável que o cobrimento de concreto seja de quatro a cinco vezes o diâmetro da barra. Além disso, segundo Garcia-Taengua *et al.* (2015), a caracterização do efeito de confinamento do cobrimento de concreto é frequentemente avaliada por meio do diâmetro da barra, sendo a relação entre o cobrimento e o diâmetro considerada um parâmetro de referência. Para garantir um confinamento apropriado, essa relação não deve ser inferior a cinco e deve ser superior a 2,5 para prevenir a ruptura por fendilhamento. Contudo, é importante destacar que esse limite pode variar conforme diversos fatores, como a classe do concreto e o comprimento de ancoragem da barra.

Como mecanismo de confinamento, os estribos são dispostos sistematicamente no interior de uma rede de barras longitudinais, aumentando assim a resistência à flexão das vigas de concreto armado. De acordo com a literatura, a eficácia plena dos estribos só é alcançada após a completa fissura do cobrimento (ZHAO e ZHU, 2017; CHIRIATTI, 2019). A contribuição dos estribos na resistência última de aderência é limitada a 30%, conforme estabelecido no Eurocode 2.

Por fim, conforme discutido na seção 4.3 do trabalho de Chiriatti (2019), é importante notar que a formação de uma fissura de fendilhamento que atravessa o comprimento de uma viga na parte inferior pode resultar em uma perda substancial de aderência entre o aço e o concreto, o que contradiz a hipótese fundamental do cálculo de elementos de concreto armado,

conhecida como "aderência perfeita", tanto para estados limites de utilização (ELU) quanto para estados limites de serviço (ELS).

### 2.3.3 *Escoamento da barra*

Sendo um fenômeno não comum, a ruptura por escoamento da barra ocorre sob condições de maior comprimento de ancoragem associado a maior resistência a compressão do concreto. Este tipo de ruptura se dá quando a força de aderência (a força no comprimento de ancoragem) não pode se equilibrar com a força de tração na barra (CEB-FIP, 2014; AFEFY; EI-TONY, 2015; GARCIA-TAENGUA *et al.*, 2015; KANG *et al.*, 2020).

Kang *et al.*, 2020 investigaram o efeito da propriedade mecânica do concreto e a velocidade da carga de arrancamento sobre os tipos de ruptura. Os resultados mostraram que somente barras de reforço de aço embutidas em concreto de 34,7 MPa e com comprimento de embutimento de cinco vezes o diâmetro da barra desenvolveram ruptura por arrancamento e todos os demais corpos de prova apresentaram ruptura das barras de aço com o mesmo comprimento de ancoragem. Quando a resistência à compressão foi aumentada para 52,5 MPa, todas as barras fraturaram nos ensaios experimentais.

## 2.4 TENSÃO DE ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO

A aderência entre a barra e o concreto é avaliada como uma tensão de cisalhamento na interface entre os dois materiais, distribuída sobre a superfície da barra ao longo do comprimento de ancoragem. Conforme apresentado anteriormente (Figura 7), as forças de aderência no concreto entre as nervuras do aço se desenvolvem em dois componentes: um componente de cisalhamento que é a tensão de aderência, paralela à barra do eixo da barra, e um componente radial (GARCIA-TAENGUA *et al.*, 2015; SULAIMAN *et al.*, 2017; ZHENG *et al.*, 2023).

A tensão de aderência é a variação da força axial ao longo da barra dividida pela área da superfície da barra em que essa variação ocorre, conforme a Equação 4 (CEB-FIP, 2014; GARCIA-TAENGUA *et al.*, 2016; LEMCHERREQ *et al.*, 2023).

$$\tau_a = \frac{\Delta f_s \cdot A_b}{\pi \cdot \varnothing \cdot l_a}$$

Equação 4

Sendo:

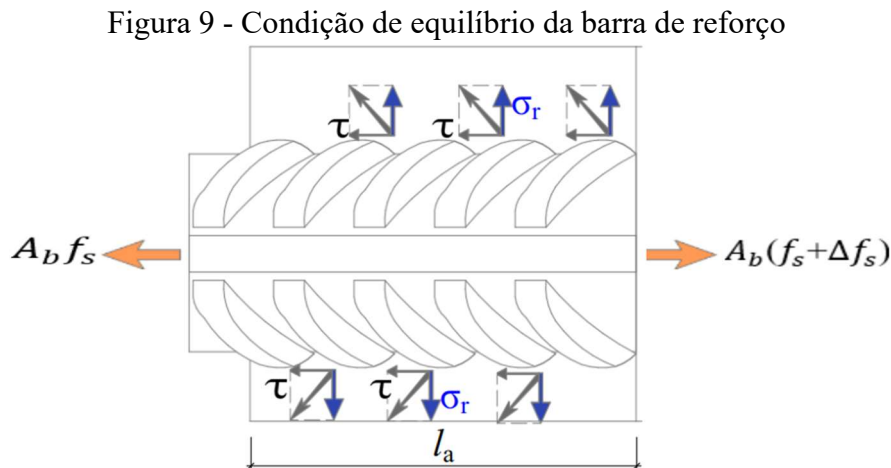
$\Delta f_s$ : Mudança da tensão da barra ao longo do comprimento  $l_a$ ;

$A_b$ : Área da seção transversal da barra de armadura;

$\varnothing$ : Diâmetro da barra;

$l_a$ : Comprimento da aderência sobre o qual houve a mudança.

A origem dessa equação encontra-se na condição de equilíbrio das forças atuantes na barra de comprimento  $x$ , conforme ilustrado na Figura 9.



Fonte: Adaptado do Sulaiman *et al.* (2017)

De acordo com Sulaiman *et al.* (2017), a Equação 5 pode ser utilizada para expressar as condições de equilíbrio das forças e simplificada por meio de um arranjo matemático, tal como demonstrado na Equação 6 .

$$\tau \cdot (\pi \cdot \varnothing \cdot l_a) - A_b f_s = A_b (f_s + \Delta f_s)$$

Equação 5

$$\tau = \frac{A_b \Delta f_s}{\pi \varnothing l_a}$$

Equação 6

Sendo:

$\tau$ : Tensão de aderência;

$A_b$ : Área da seção transversal da barra;

$\Delta f_s$ : Mudança da tensão da barra ao longo do comprimento  $l_a$ ;

$\emptyset$ : Diâmetro da barra;

$l_a$ : Comprimento da aderência sobre o qual houve a mudança.

Conforme relatado na literatura, se as tensões na barra estiverem na faixa elástica, a tensão de aderência pode ser considerada uniformemente distribuída ao longo do comprimento de ancoragem. Nessa condição, a tensão máxima de aderência pode ser simplificada como apresenta a Equação 7 (SABAU *et al.*, 2015; SULAIMAN *et al.*, 2017; KHAKSEFIDI *et al.*, 2021).

$$\tau = \frac{P_{max}}{\pi \emptyset l_a} \quad \text{Equação 7}$$

Onde:

$P_{max}$ : Carga máxima de arrancamento;

$\emptyset$ : Diâmetro da barra de reforço;

$l_a$ : Comprimento de ancoragem da barra.

A Equação 8 expressa a relação entre a tensão de cisalhamento e a tensão normal estabelecida por meio do critério de ruptura de Mohr-Coulomb (CHIRIATTI, 2019).

$$\tau = \mu \sigma + c \quad \text{Equação 8}$$

Sendo:

$c$ : coesão, parâmetro física, representa a capacidade da interface aço-concreto de exercer uma tensão de cisalhamento pura (suportar uma força horizontal  $\tau$  na ausência de força vertical  $\sigma$ ) e assimilado a resistência a tração do concreto e  $\mu$ , coeficiente de atrito.

Na norma ABNT-NBR 6118 (2023), semelhante a Eurocode 2 (2004), o valor último de cálculo da tensão de aderência aço-concreto pode ser obtido pela Equação 9.

$$f_{bd} = 2,25 \cdot \eta_1 \cdot \eta_2 \cdot f_{ctd} \quad \text{Equação 9}$$

Sendo:

$f_{bd}$ : Tensão de aderência de cálculo;

$\eta_1$  : Igual a 1,00 para situações de boa aderência ou 0,7 para má situação de aderência;

$\eta_2$  : Igual a 1,00 para  $\emptyset < 32,0 \text{ mm}$  e  $\frac{132-\emptyset}{100}$  para  $\emptyset > 32,0 \text{ mm}$ ;

$f_{ctd}$  : Resistência de cálculo em tração do concreto igual a  $f_{ctk,0,05}/\gamma_c$ ;

$f_{ctk,0,05}$  : Resistência à tração característica com 5% de fragilidade.

A resistência à tração pode ser obtida pela Equação 10.

$$f_{ctk,0,05} = 0,7f_{ctm} \text{ e } f_{ctm} = 0,3f_{ck}^{2/3} \quad \text{Equação 10}$$

Sendo:

$f_{ctm}$  : Resistência média à tração do concreto;

$f_{ck}$  : Resistência característica à compressão do concreto.

A norma EN 10080 (2005) afirma que, as forças de tração aplicadas à barra de aço durante o ensaio de arrancamento devem ser transformadas em tensões de aderência conforme a Equação 11.

$$\tau = \frac{F_a f_{cm}}{5\pi d^2 f_c} \quad \text{Equação 11}$$

Onde:

$\tau$  : Tensão de aderência;

$F_a$  : Força de tração aplicada à barra;

$f_{cm}$  : Valor da classe de resistência do concreto;

$f_c$  : Resistência média do concreto dos corpos de prova;

$d$  : Diâmetro da barra.

Em um ensaio onde a deformação da barra foi monitorada por extensômetros, Kang *et al.* (2020) assumiram que a tensão de aderência permaneceu uniforme entre extensômetros adjacentes. Assim, a tensão de aderência foi determinada a partir do equilíbrio, conforme expresso na Equação 12.

$$\tau = \frac{A_n E_s \Delta \varepsilon}{C_e \Delta l} \quad \text{Equação 12}$$

Onde:

$A_n$ : Área da seção transversal da barra;

$\Delta \varepsilon$ : A diferença da deformação de tração;

$E_s$ : O módulo elástico da barra;

$\Delta l$ : Intervalo entre os extensômetros e

$C_e$ : Circunferência líquida da barra.

No CEB -FIP (2010) em função do tipo de ruptura, a tensão de aderência teórica pode ser determinada pelas Equação 13 e Equação 14:

- ruptura por arrancamento.

$$\tau_{max} = k \sqrt{f_{ck}} \quad \text{Equação 13}$$

Onde:

$\tau_{max}$ : Tensão maximal teórica de aderência;

$k$ : Igual a 2,5 para boa condição de aderência ou igual a 1,25 para outra condição;

$f_{ck}$ : Resistência a compressão do concreto.

- ruptura por fendilhamento

$$\tau_{max} = k \cdot \left( \frac{f_{ck}}{20} \right)^{0,25} \quad \text{Equação 14}$$

Onde:

$\tau_{max}$ : Tensão maximal teórica de aderência;

$k$ : Igual a 7,0 se for uma boa condição de aderência sem confinamento transversal ou igual a 8,0 para boa condição de aderência com confinamento transversal.

Com base na análise estatística dos dados, Rockson *et al.* (2020) e ACI 408R-03 (2003) propuseram a Equação 15 e Equação 16 respectivamente para prever a resistência de aderência tanto do concreto convencional quanto do reciclado.

$$\tau_b = -2,84 + 0,84 \left( \frac{C}{d_b} \right) + 1,44 \sqrt{f_{ck}} \quad \text{Equação 15}$$

$$\frac{\tau_b}{\sqrt{f_{ck}}} = 1,2 + 3 \frac{C}{d_b} + 50 \frac{d_b}{l_d} \quad \text{Equação 16}$$

Onde:

$\tau_b$ : Tensão teórica de aderência;

C: Cobrimento de concreto;

$l_d$ : Comprimento de ancoragem;

$d_b$ : Diâmetro da barra;

$f_{ck}$ : Resistência à compressão do concreto;

$d_b$ : Diâmetro da barra.

Com base nas soluções de elasticidade do modelo de cilindro e no modelo tensão-deformação do concreto Li et al. (2021) estabeleceram uma solução analítica para prever a tensão máxima de aderência conforme Equação 17.

$$\tau_{max} = 0,891 f_t \left( \frac{0,748 r_c}{r_s} - 1 \right) \quad \text{Equação 17}$$

Onde:

$\tau_{max}$ : Tensão máxima de aderência;

$r_c$ : Raio do cobrimento do concreto;

$r_s$ : Raio da barra.

## 2.5 FATORES QUE AFETAM ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO

Os estudos realizados sobre a aderência entre aço e concreto desde o início do surgimento das primeiras estruturas em concreto armado têm mostrado que o fenômeno de aderência é influenciado por diversos fatores, amplamente divididos em características estruturais, propriedades do concreto e propriedades da barra (ACI 408R-03, 2003 ACHILLIDES; PILAKOUTAS, 2004; KRISHNAVENI; RAJENDRAN, 2022; ZHENG *et al.*, 2023).



As características estruturais incluem o cobrimento de concreto e o espaçamento das barras, a presença de barra transversal e o comprimento de ancoragem das barras.

As propriedades do concreto são a resistência do concreto e do reforço de fibra, se houver.

As propriedades da barra incluem o tipo de barra e o diâmetro da barra (ACI 408R-03, 2003).

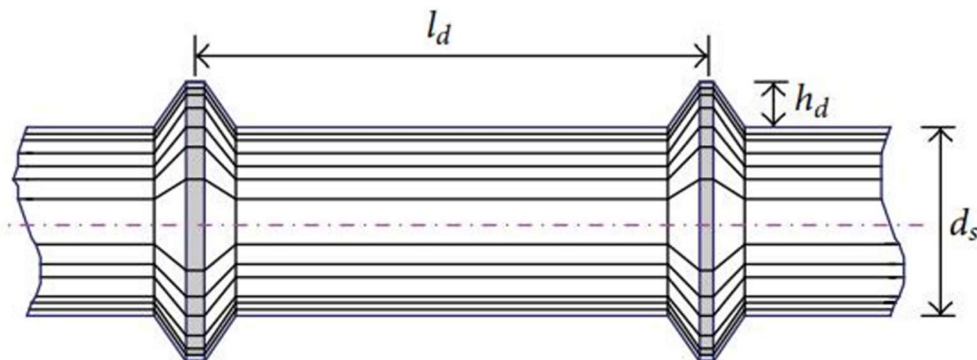
A influência desses diversos parâmetros no comportamento de aderência aço-concreto foi estudada por diversos pesquisadores (AREL; YAZICI, 2015; ZHANG *et al.*, 2021; WANG *et al.*, 2022) por meio de ensaios de arrancamento da barra. Entre esses fatores, os que exercem maior influência na aderência podem ser resumidos da seguinte maneira:

- tipo e superfícies da barra;
- cobrimento do concreto;
- diâmetro da barra;
- posição da barra;
- comprimento de ancoragem e
- resistência à compressão do concreto.

### 2.5.1 Tipos e superfícies da barra

A aderência entre a barra e o concreto depende em grande parte do tratamento da superfície da armadura. As barras com superfícies não lisas apresentam melhor desempenho de aderência do que as barras lisas devido às forças de atrito e intertravamento mecânico que se desenvolvem nas nervuras. A área relativa das nervuras foi considerada como o critério determinante da aderência das barras deformadas. Essa área relativa depende de parâmetros como o espaçamento, a altura, o ângulo e a inclinação das nervuras como apresentado na Figura 10 (LUTZ; GERGELY, 1967; GOTO, 1971; HONG; PARK, 2012; ZHANG *et al.*, 2021).

Figura 10 - Detalhes da barra deformada



Fonte: Hong; Park (2012)

As forças de aderência são relativamente as mesmas, desde que as superfícies relativas das nervuras sejam as mesmas e o ângulo de inclinação das nervuras seja maior do que 30 graus. A área relativa pode ser determinada pela Equação 18, cujos valores entre 0,05 e 0,15 representam boa reposta em termos de resistência de aderência última e capacidade contra fendilhamento do concreto (HONG e PARK, 2012; BRANTSCHEN *et al.*, 2016).

$$f_d = \frac{A_R}{\pi \cdot d_s \cdot l_d} \quad \text{Equação 18}$$

Onde:

$f_d$ : Área relativa das nervuras (índice de aderência);

$A_R$ : Área da projeção de uma única nervura na seção transversal;

$d_s$ : Diâmetro da barra;

$l_d$ : Espaçamento das nervuras.

Zhang *et al.* (2021) enfocaram sobre o impacto do espaçamento e profundidade das nervuras no comportamento de aderência entre barra e concreto durante os ensaios de arrancamento. Foi observado um aumento de 55,53% na tensão de aderência ao expandir a profundidade das nervuras de 0,5 para 1,5 mm, enquanto um aumento de 6,9% na tensão de aderência foi obtido ao aumentar o espaçamento das nervuras de 18 para 27 mm. Os resultados indicam que a profundidade das nervuras tem uma influência maior na aderência do que o espaçamento das nervuras. As diferentes configurações de nervuras da barra são mostradas na Figura 11.

Figura 11- Configurações: (a) nervura diamantada, (b) nervura paralela e (c) lisa



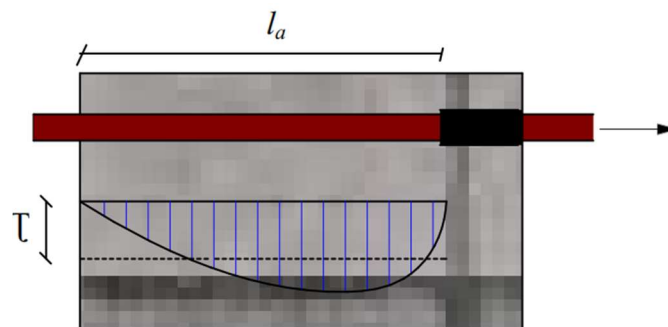
Fonte: Krishnaveni e Rajendran (2022)

De acordo com Zhang *et al.* (2021), a tensão de aderência ao utilizar barra nervurada foi de 18,03% maior do que a tensão de aderência obtida com o uso de barra lisa, devido à presença de nervuras que proporcionam o intertravamento mecânico. Além disso, o uso de barra diamantada foi identificado como capaz de fornecer um melhor intertravamento mecânico devido à sua alta superfície de atrito. Gull *et al.* (2020) relataram que as barras com nervuras diamantadas possibilitam uma tensão de aderência maior do que as barras com nervuras laterais ou paralelas.

### 2.5.2 Comprimento de ancoragem

O comportamento de aderência entre a barra e o concreto depende essencialmente do comprimento de ancoragem, que representa o contato necessário entre o concreto e a barra para que a barra de aço seja ancorada adequadamente e possa suportar as forças para as quais foi projetada (EUROCOD 2, 2004). Vários estudos têm reportado que a distribuição da tensão de aderência ao longo do comprimento de ancoragem é não linear e regular. Essas pesquisas concluíram que, à medida que o comprimento de ancoragem aumenta, a distribuição de tensão de aderência torna-se ainda mais irregular e a tensão média de aderência diminui, como pode ser observado na Figura 12 (SIEMPU; PANCHARATHI, 2018; KHAKSEFIDI *et al.*, 2021; WANG *et al.*, 2021).

Figura 12 - Distribuição da tensão ao longo do comprimento de ancoragem



Fonte: Autor (2024)

Os autores concluíram que o aumento na tensão de aderência não é proporcional ao aumento no comprimento de ancoragem. A tensão máxima de aderência diminui com o aumento do comprimento de ancoragem. O Eurocode 2 (2004) estabelece que, para fins de cálculo, é possível assumir uma tensão de aderência média que equilibra a força atuante no segmento do comprimento de ancoragem com a força limite de escoamento da barra, conforme

descrito na Equação 19. Assim, o comprimento de ancoragem necessário pode ser obtido pela Equação 20.

$$\tau \cdot u \cdot l_a = A_b \cdot f_y \quad \text{Equação 19}$$

$$l_a = \frac{\Phi \cdot f_y}{4 \cdot \tau} \quad \text{Equação 20}$$

Onde:

$\tau$ : Tensão de aderência;

$l_a$ : Comprimento de ancoragem;

$u$ : Perímetro da barra igual a  $\pi \cdot \Phi$ ;

$\Phi$ : Diâmetro da barra;

$A_b$ : Seção da barra igual a  $\frac{\pi \Phi^2}{4}$ ;

$f_y$ : Tensão de escoamento da barra.

O comprimento de ancoragem a ser considerado no cálculo dos elementos estruturais deve evitar o escoamento da barra antes que a tensão máxima de aderência seja atingida sob uma carga específica. Esse cálculo deve levar em conta a capacidade máxima dos materiais que compõem o concreto armado e depende do limite de escoamento da barra para evitar a sua ruptura. É fundamental considerar o efeito do comprimento de ancoragem na determinação do comprimento crítico para garantir a segurança da estrutura (EUROCODE 2, 2004).

Por outro lado, o comprimento de ancoragem exerce uma influência significativa no tipo de ruptura que ocorre durante o ensaio de arrancamento da barra. De acordo com Khaksefidi *et al.* (2021), à medida que o comprimento da ancoragem aumenta, o maior cobrimento do concreto tende a perder a sua eficácia, uma vez que o fendilhamento do concreto se torna mais provável.

Os resultados obtidos por Arel e Yazici (2015) indicam que a tensão de aderência diminui significativamente à medida que o comprimento de ancoragem da barra aumenta. Mais especificamente, a tensão de aderência apresentou uma redução de até 46% quando o comprimento de ancoragem da barra foi aumentado de cinco vezes o seu diâmetro (5d) para sete e nove vezes o seu diâmetro (7d e 9d) em comparação com as barras com menor comprimento de ancoragem.

No estudo de Wang *et al.* (2021), verificou-se que houve uma diminuição de 23,7% na tensão de aderência entre a armadura e o concreto quando o comprimento de ancoragem foi aumentado de três para quatro vezes o diâmetro da barra. Além disso, os autores constataram que, para o menor comprimento de ancoragem, a ruptura ocorreu por arrancamento da barra, enquanto que para o maior comprimento de ancoragem, a ruptura ocorreu por escoamento da barra de aço.

No entanto, em relação às barras de menor diâmetro, o aumento no comprimento de ancoragem não resultou em uma redução significativa na tensão de aderência. No estudo de Houna *et al.* (2023), a tensão de aderência para uma barra de diâmetro de 6,35 mm foi de 12,85 MPa e 12,39 MPa para comprimentos de ancoragem de cinco e dez vezes o diâmetro da barra, respectivamente.

### 2.5.3 Resistência à compressão do concreto

A literatura indica que a resistência à compressão do concreto é o fator mais influente no comportamento de aderência aço-concreto, juntamente com o comprimento de ancoragem. É observado que a tensão de aderência aumenta à medida que a resistência à compressão do concreto aumenta. Um concreto com resistência à compressão aprimorada e um cobrimento adequado permitem que a aderência aço-concreto atinja seu valor máximo, o que ajuda a prevenir a ruptura por fendilhamento (ACHILLIDES; PILAKOUTAS, 2004; GARCIA-TAENGUA *et al.*, 2016; WANG *et al.*, 2021).

A resistência à compressão do concreto e o comprimento de ancoragem são fatores que podem alterar o modo de ruptura da aderência aço-concreto. De acordo com Krishnaveni e Rajendran (2022), em um corpo de prova com barra de diâmetro 10 mm e cobrimento de 60 mm, o aumento da resistência à compressão de 20 para 75 MPa resultou na ruptura de arrancamento para escoamento da barra.

A resistência a fendilhamento e resistência ao cisalhamento do concreto aumenta à medida que a resistência à compressão aumenta. A maior resistência à compressão do concreto retarda o aparecimento de fissuras internas no concreto, o que resiste à força de cisalhamento do concreto circundante da barra sob a carga, melhorando assim a tensão de aderência. Como apresentado anteriormente nas equações, a tensão de aderência é proporcional à raiz cúbica da resistência à compressão do concreto (ACI 408R-03, 2003; SIEMPU; PANCHARATHI, 2018).

Arel e Yazici (2015) observaram um aumento na tensão de aderência de até 51% ao aumentar a resistência à compressão do concreto de C20 para C40 e um aumento de até 57% ao utilizar C60 em comparação com a classe C20.

No estudo de Wang *et al.* (2021), foi verificado que o aumento da resistência à compressão do concreto, de 105,2 para 124,8 MPa, resultou em um aumento na tensão média de aderência entre a barra e o concreto, variando de 7,0 a 13,2%. Esse aumento foi explicado pela maior resistência ao fendilhamento e à resistência de cisalhamento do concreto, que atrasa a formação de fissuras internas no concreto circundante à barra durante o ensaio de arrancamento, melhorando a aderência aço-concreto.

#### 2.5.4 Diâmetros da barra

O diâmetro da barra é outro fator que influencia a aderência aço-concreto. Estudos experimentais indicam que a tensão de aderência pode diminuir com o aumento do diâmetro da barra (ACHILLIDES; PILAKOUTAS, 2004; KHAKSEFIDI *et al.*, 2021; VALOGIANNIS *et al.*, 2022). Segundo as explicações dos autores, isso ocorre porque a água do traço do concreto pode ficar retida sob a armadura, resultando em exsudação. Barras de maior diâmetro apresentam maior risco de exsudação, o que pode gerar vazios entre a superfície da barra e o concreto circundante, reduzindo assim a área de contato e comprometendo a aderência.

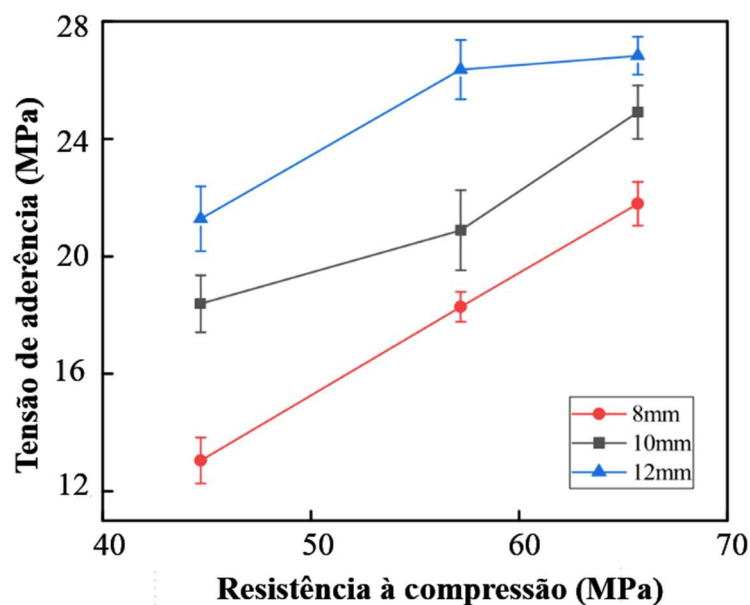
Por outro lado, o uso de barras de maior diâmetro requer um comprimento de ancoragem mais longo para desenvolver a mesma tensão nominal de aderência que uma barra de menor diâmetro. Isso pode resultar em maior desigualdade da tensão e menor valor médio da tensão. Além disso, o coeficiente de Poisson pode causar uma leve redução no diâmetro da barra sob a influência de uma tensão longitudinal. Essa redução no diâmetro tende a aumentar com o diâmetro da barra, o que pode levar à redução das tensões de atrito ou de intertravamento mecânico (ACHILLIDES; PILAKOUTAS, 2004).

Os resultados de Arel e Yazici (2015) indicaram que, em comparação com uma barra de 10 mm de diâmetro, a tensão de aderência diminuiu em até 48% para barras de 12 mm de diâmetro e até 56% para barras de 14 mm de diâmetro, utilizando os mesmos tipos e cobrimentos de concreto. Carvalho *et al.* (2017) e Miranda *et al.* (2021) também observaram uma diminuição na tensão de aderência quando o diâmetro das barras mudou de 6,3 para 8,0 mm.

No entanto, é importante destacar que o tipo de concreto pode ter um impacto significativo no efeito do tamanho da barra na tensão de aderência. Em um estudo realizado por Wang *et al.* (2021) com concreto de alta resistência à compressão (105,2 e 124,8 MPa), observou-se que o aumento do diâmetro da barra de 16 para 20 e 25 mm resultou em um aumento médio da tensão de aderência de 6,58 e 15,9%, respectivamente.

Além disso, no estudo de Lv *et al.* (2023), na faixa de resistência à compressão de 44 e 65 MPa, foi observado um aumento na tensão de aderência com o aumento do diâmetro da barra, conforme ilustrado na Figura 13.

Figura 13- Resistência de aderência versus resistência do concreto



Fonte: LV *et al.* (2023)

Os autores justificaram que o aumento do diâmetro da barra resultou em maior altura e espaçamento das nervuras, o que aumenta a interação mecânica entre as nervuras da barra e o concreto, superando o deslizamento causado pela carga de ruptura. É importante destacar que em concretos de alta resistência, o fenômeno de exsudação tem menor impacto devido à menor relação água-cimento, o que pode explicar os resultados obtidos por Wang *et al.* (2021) e LV *et al.* (2023).

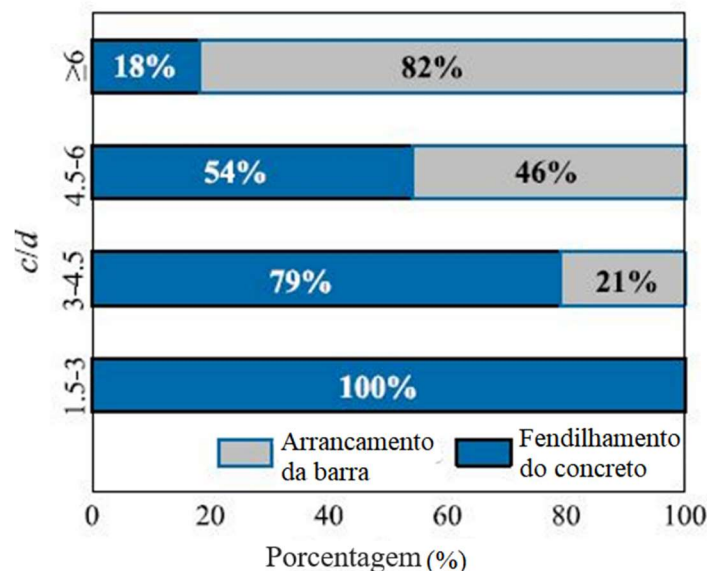
### 2.5.5 Cobrimento do concreto

O cobrimento do concreto desempenha um papel crucial na proteção da barra contra a corrosão e os impactos naturais como o incêndio de fogo. O cobrimento mínimo de concreto

fornece o caminho de tensão para a propagação das fissuras. Basicamente, a redução do cobrimento aumenta a probabilidade de ruptura por fendilhamento, uma vez que o caminho de tensão se torna mais curto. Por outro lado, o aumento do cobrimento diminui o braço de momento interno (DIAB *et al.* 2014; ROCKSON *et al.*, 2020).

Assim como a resistência à compressão do concreto e o comprimento de ancoragem, o cobrimento do concreto também exerce influência sobre o tipo de ruptura no ensaio de arrancamento da barra. Quando o cobrimento de concreto (c/d) ao redor do comprimento de ancoragem é reduzido, a ruptura por fendilhamento é mais provável, conforme ilustrado na Figura 14.

Figura 14 - Relação entre tipo de ruptura e confinamento do concreto



Fonte: Wang *et al.* (2022)

Wang *et al.* (2022) afirmaram que o menor comprimento de ancoragem é recomendado para garantir a ruptura da barra por arrancamento ou cisalhamento do concreto.

Já Diab *et al.* (2014) constataram que a redução do cobrimento de concreto, de 67 para 42 mm, resultou em diminuição da tensão média de aderência em 4, 8, 12,5 e 19% para concretos de resistência à compressão de 30, 50, 70 e 90 MPa, respectivamente. Esses dados indicam que a resistência à compressão do concreto está relacionada à necessidade de maior confinamento. O aumento do confinamento, segundo os autores, oferece maior resistência a fissuras longitudinais e reduz a distribuição desigual da tensão de aderência ao longo do comprimento de ancoragem.

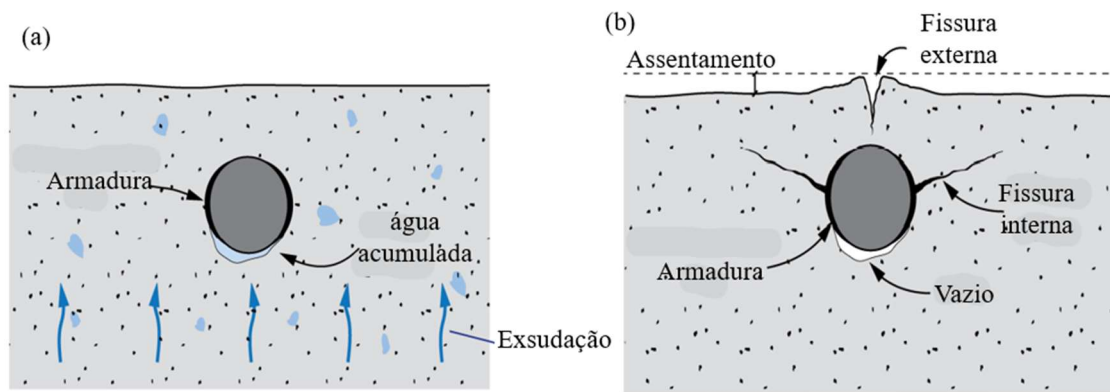


No estudo conduzido por Wang *et al.* (2021), a variação do cobrimento, de 20 a 30 e 40 mm, resultou em um aumento na tensão média de aderência de 5,4 a 16,9% e 9,8 a 24,8%, respectivamente. Os autores destacam que, embora o aumento da espessura do cobrimento possa melhorar o desempenho de aderência, seu efeito sobre a tensão média de aderência é menor em comparação ao diâmetro da barra, comprimento de ancoragem e resistência do concreto.

#### 2.5.6 *Influência da posição da barra*

A boa qualidade da aderência aço-concreto depende principalmente da superfície de contato entre os dois materiais. No caso das barras horizontais de vigas ou lajes, a superfície de contato depende da posição da barra durante a concretagem (ACHILLIDES; PILAKOUTAS, 2004; VALOGIANNIS *et al.*, 2022). A aderência entre a barra de aço e o concreto, especialmente no caso das barras horizontais, é influenciada por dois fenômenos: a exsudação do concreto, que é o movimento da água ao redor da barra, e o assentamento plástico do concreto no estado fresco (MOCCIA *et al.*, 2021). De acordo com os autores, durante o endurecimento do concreto, o fluxo ascendente de água (exsudação do concreto) atua sobre a porosidade do concreto nas camadas superiores, enfraquecendo posteriormente as propriedades mecânicas do material, especialmente a resistência à tração (conforme mostrado na Figura 15 (a)). Quando as barras impedem o movimento vertical da água, a consolidação do concreto pode levar ao desenvolvimento de vazios e camadas de concreto mais fracas sob as barras superiores, resultando em fissuras internas na superfície do concreto durante o processo de hidratação do cimento (conhecido como assentamento plástico, como ilustrado na Figura 15 (b)).

Figura 15 - Comportamento do concreto fresco durante a concretagem



Fonte: Moccia *et al.* (2021)

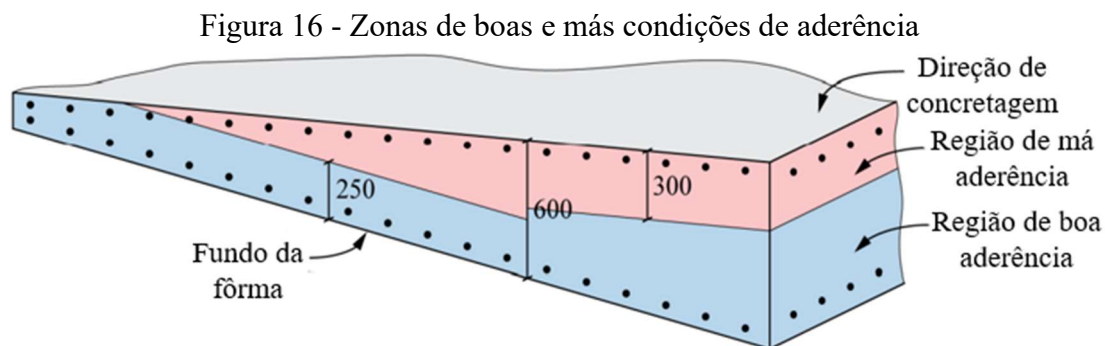
A presença de fissuras geradas pelo assentamento plástico do concreto ao redor das barras horizontais pode reduzir a superfície de contato entre a barra e o concreto, diminuindo a tensão de aderência entre os materiais. O assentamento plástico ocorre principalmente em regiões próximas às barras longitudinais que normalmente são fixadas em estribos ou apoiadas em espaçadores. Essas regiões geram vazios sob as barras, que reduzem a superfície de contato. Embora o tamanho dos vazios seja menor que o assentamento total, a presença desses vazios pode reduzir significativamente a tensão de aderência aço-concreto, uma vez que o intertravamento mecânico das nervuras da barra é limitado pela falta de contato com o concreto (DYBEL; FURTAK, 2014; MOCCIA *et al.*, 2021).

Por outro lado, as características geométricas das nervuras da barra exercem influência sobre o tamanho dos vazios resultantes da exsudação e do assentamento plástico do concreto. É importante destacar que as barras localizadas próximas à superfície superior da posição de concretagem apresentam menor tensão de aderência em comparação às barras inferiores (no fundo da forma). Além disso, as barras horizontais superiores têm uma força de aderência menor em relação às barras verticais arrancadas na direção oposta à posição de concretagem.

O efeito da exsudação e do assentamento plástico do concreto na aderência aço-concreto depende da consistência do concreto (*slump*), especialmente no caso do concreto de alta resistência à compressão. Concretos de alta resistência apresentam menor porosidade, melhor homogeneidade e coesão da pasta de cimento, o que tende a reduzir o tamanho dos vazios sob a armadura superior e minimizar a redução da superfície de contato em comparação com o concreto convencional (DYBEL; FURTAK, 2014; MOCCIA *et al.*, 2021).

O valor teórico de tensão de aderência entre a barra e o concreto, a ser considerado no dimensionamento, varia de acordo com a posição da barra no elemento estrutural. Para tal, é

comum definir regiões de boas ou más condições de aderência. Eurocode 2 (2004), como a norma ABNT NBR 6118 (2014) considera as condições de boas aderências, tendo a barra com uma inclinação entre 45 e 90 graus em relação à superfície horizontal. Da mesma forma, as barras com inclinação inferior a 45 graus, mas que estão até 250 mm do fundo da fôrma, ou que ocupam pelo menos 300 mm abaixo da superfície de concretagem, em uma peça com altura inferior a 600 mm, apresentam boas condições de aderência. Todas as outras condições apresentam má condição de aderência conforme ilustrado na Figura 16.



Fonte: Moccia *et al.* (2021)

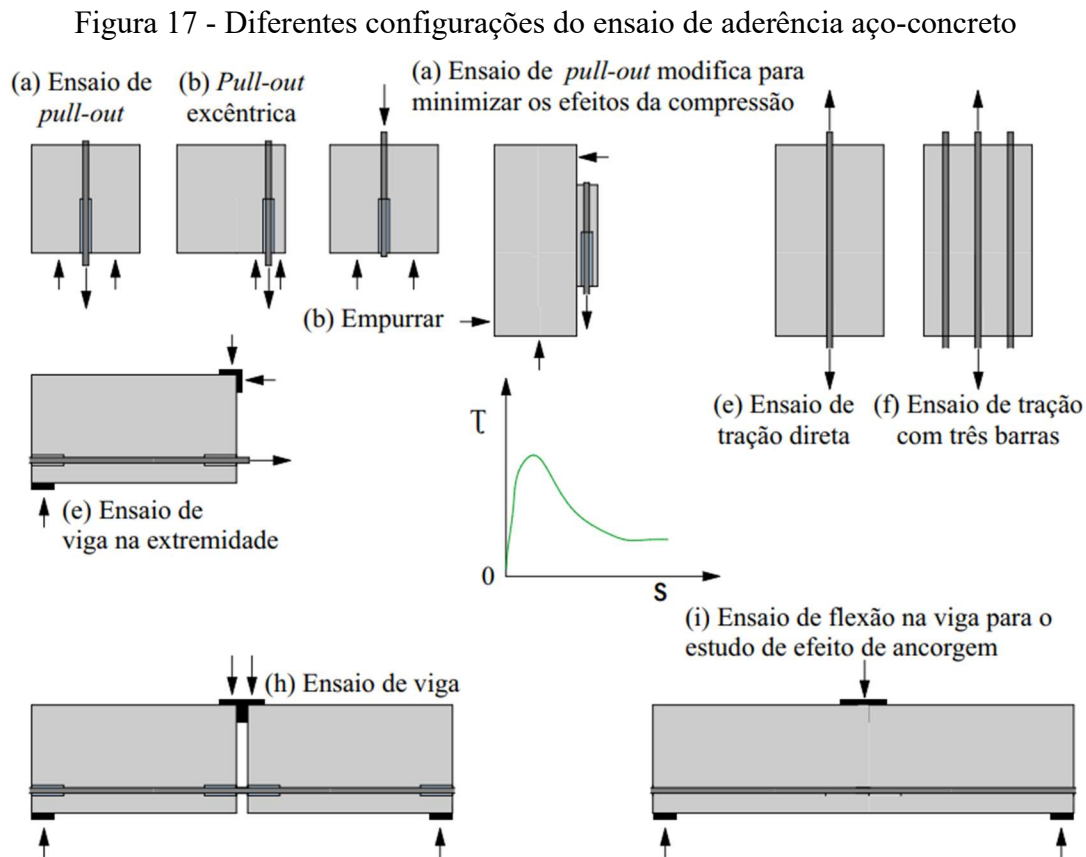
Moccia *et al.* (2021) relataram que a presença de barra horizontal ou camadas de barra com mais de 300 mm de concreto fresco embaixo, em uma peça com altura superior ou igual a 600 mm, é considerada uma situação de má aderência. Essa condição reduz a tensão de aderência em 30% e, conseqüentemente, aumentando o comprimento de ancoragem em 43% em relação às barras inferiores das vigas.

## 2.6 ENSAIOS DE ADERÊNCIA

Existem diferentes configurações e métodos de ensaio que podem ser utilizados para avaliar o comportamento de aderência aço-concreto, como apresentado na literatura (SIEMPU; PANCHARATHI, 2018; JABBOUR, 2019; ZHENG *et al.*, 2023).

Siempu e Pancharathi (2018) propuseram uma classificação da aderência entre o aço e o concreto em duas categorias distintas: aderência de flexão e aderência de ancoragem. De acordo com os autores, a aderência de flexão é observada quando ocorre uma variação no momento de flexão ao longo do comprimento de um elemento estrutural, enquanto a aderência de ancoragem é caracterizada por uma transferência eficiente de forças entre o aço e o concreto ao longo de um comprimento de ancoragem.

O ensaio de arrancamento direto (*pull-out*) é utilizado para determinar a aderência de ancoragem, enquanto a aderência de flexão pode ser avaliada por meio de ensaios de vigas em escala real. A Figura 17 apresenta as diversas configurações utilizadas em cada tipo de ensaio mencionado anteriormente.

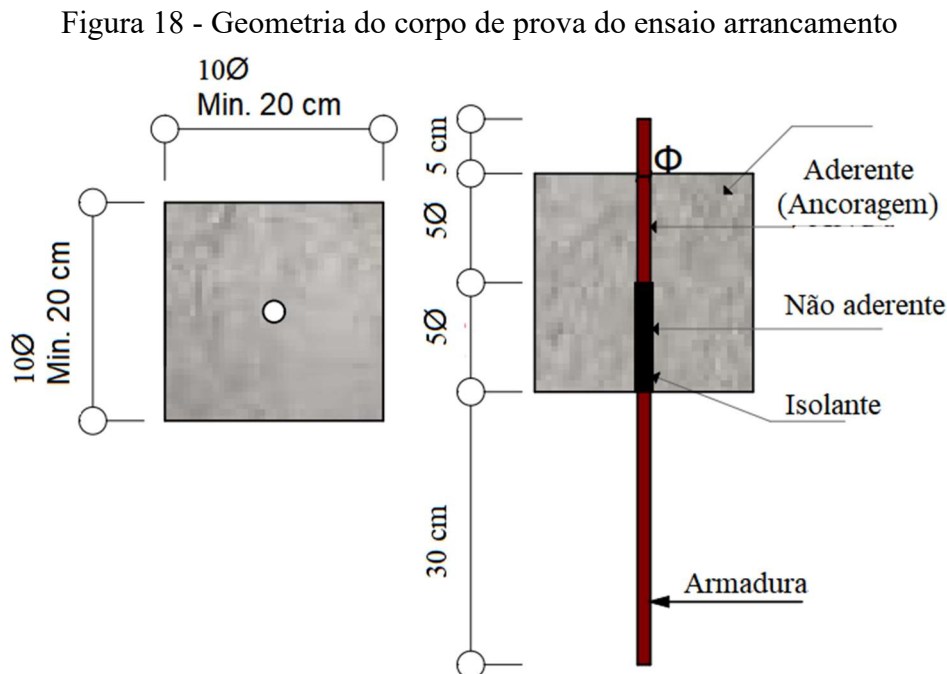


Fonte: Adaptado de Jabbour (2019)

O ensaio de arrancamento, ilustrado na Figura 17 (a), é o método mais comumente utilizado para investigar o comportamento da aderência aço-concreto. Esse ensaio é amplamente empregado em diversos estudos, devido à sua configuração simplificada e à possibilidade de concentrar-se especificamente no comportamento da aderência entre o aço e o concreto. Ademais, ele é capaz de avaliar a resposta da aderência aço-concreto sob cargas, tanto monotônicas quanto cíclicas (SIEMPU e PANCHARATHI, 2018; JABBOUR, 2019; LEMCHERREQ et al., 2023).

Os procedimentos para a realização dos ensaios de aderência são descritos na norma EN 10080 (2005). Para o ensaio de arrancamento, de acordo com as recomendações da norma, a barra de aço deve ser centralizada em uma amostra cúbica de concreto com comprimento igual a dez vezes o diâmetro da barra (10d).

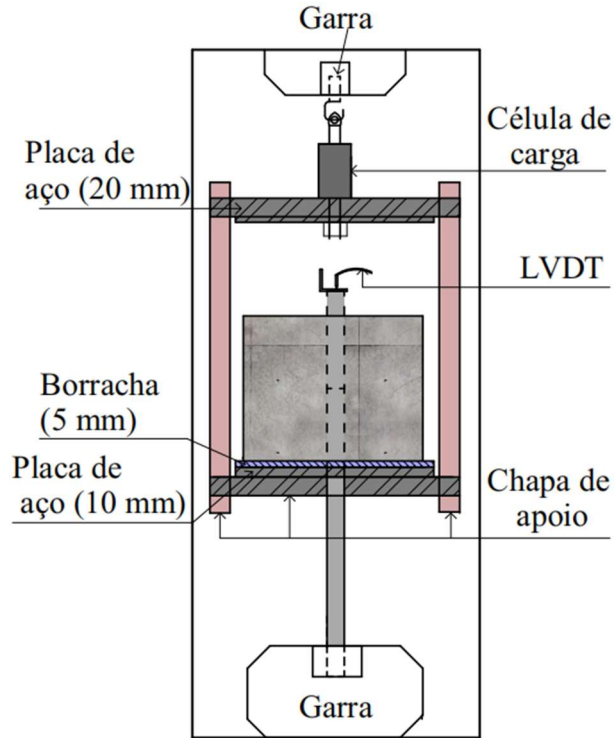
O comprimento de ancoragem deve ser igual a cinco vezes o diâmetro da barra (5d), sendo que a parte não aderente do aço deve ser isolada por um tubo de PVC, conforme ilustrado na Figura 18.



Fonte: Autor (2024)

A zona não aderente na barra de aço tem como função de eliminar ou minimizar o esforço compressivo gerado entre o corpo de prova e a chapa de apoio durante o ensaio de arrancamento. Isso evita a influência desse esforço no comportamento da aderência (JABBOUR, 2019; CARVALHO *et al.*, 2018). Durante o ensaio de arrancamento, uma carga de tração é aplicada na barra de aço para arrancá-la do corpo de prova. A tensão de aderência é obtida como a carga máxima suportada pelo corpo de prova, dividida pela superfície de contato unitária do aço e do concreto. A carga é medida em uma extremidade e o deslocamento é medido na outra extremidade, conforme ilustrado na Figura 19 (CARVALHO *et al.*, 2017; JABBOUR, 2019; LEMCHERREQ *et al.*, 2023).

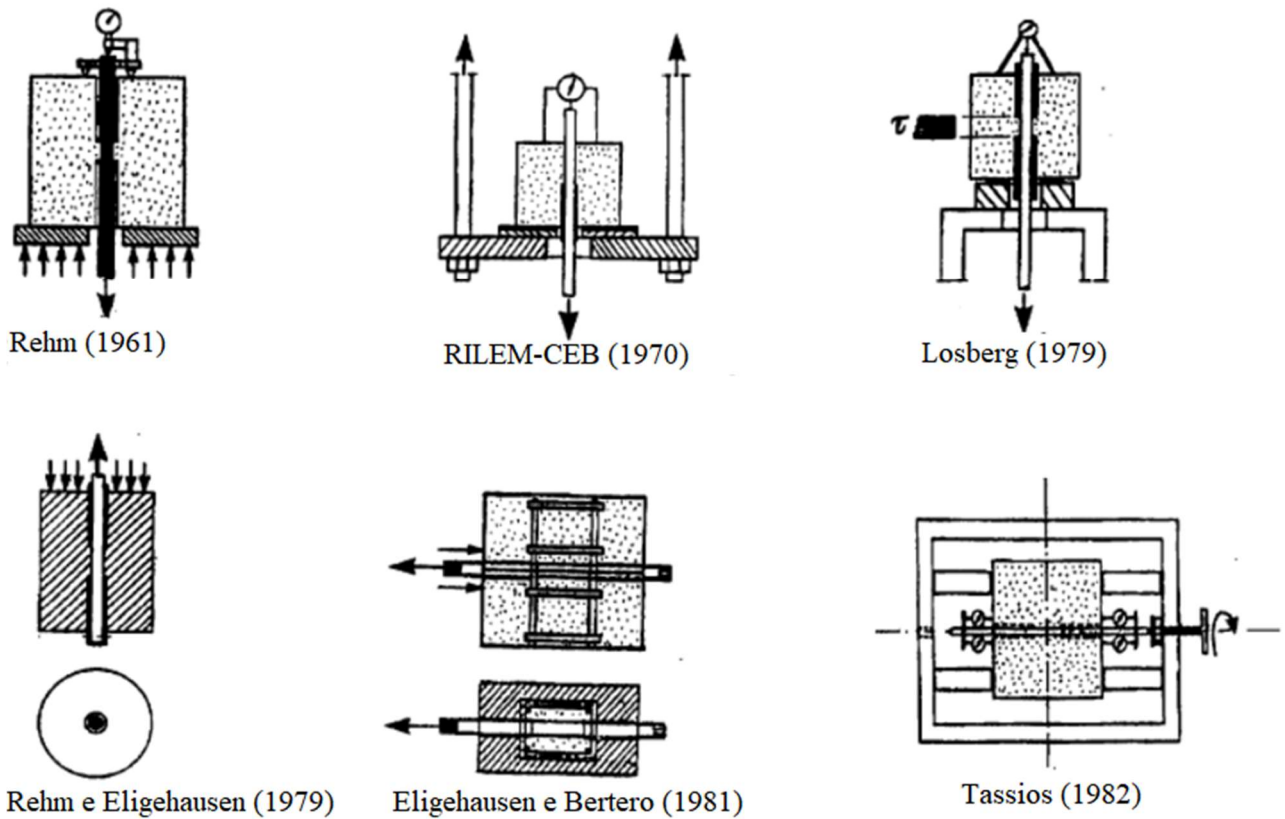
Figura 19 - Configuração do ensaio de arrancamento



Fonte: Autor (2024)

Jabbour (2019) relatou que a configuração apresentada pelo RILEM-CEB RC6 (1983) foi originalmente inspirada no projeto de Rehm (1961), desenvolvido nos anos sessenta, mas com algumas modificações (Figura 20). Uma dessas modificações foi o deslocamento do comprimento de ancoragem da parte central do corpo de prova como precaução para reduzir o efeito minimizar o esforço compressivo de reação entre o corpo de prova e a chapa de apoio durante o ensaio de arrancamento. De acordo com o autor, o carregamento transversal e o confinamento adequado não são suficientes para evitar a ruptura por fendilhamento, especialmente quando o corpo de prova de concreto é armado com barras de grande diâmetro.

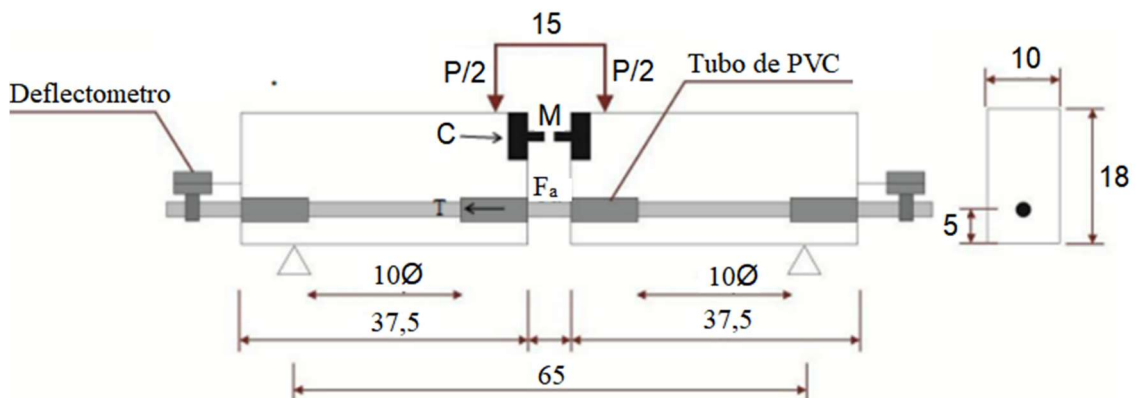
Figura 20 - Diferentes configurações do ensaio de arrancamento



Fonte: Jabbour (2019)

Quanto ao ensaio de flexão, a configuração básica é de um ensaio de viga em quatro pontos, conforme apresentado na Figura 21. Durante o ensaio, uma carga é aplicada na parte superior da viga, de forma simétrica em relação aos dois blocos, e o deslocamento da barra em direção ao interior do bloco é medido. O ensaio prossegue até que a tensão de aderência entre o concreto e a barra seja ultrapassada (CARVALHO *et al.*, 2017; SIEMPU; PANCHARATHI, 2018).

Figura 21 - Configuração do ensaio de flexão na viga



Fonte: Carvalho *et al.* (2017)

A tensão de aderência nesse tipo de ensaio pode ser obtida pela aplicação da Equação 21, conforme descrito por Carvalho *et al.* (2017).

$$\tau = \frac{F_a}{\pi \cdot \Phi \cdot l_a} \text{ e } F_a = 1,25 \cdot P \quad \text{Equação 21}$$

Onde:

$\tau$ : Tensão de aderência em MPa;

P: Carga aplicada em N;

$F_a$ : Carga aplicada na barra em N;

$\Phi$ : Diâmetro da barra em mm;

$l_a$ : Comprimento da ancoragem em mm.

Siempu e Pancharathi (2018) afirmaram que, durante o ensaio de arrancamento, a barra é submetida à tração enquanto o concreto circundante está em compressão enquanto no ensaio de viga, tanto a barra quanto o concreto circundante estão submetidos à tração. Dessa forma, os resultados de tensão de aderência obtidos nos dois tipos de ensaio diferem devido à mudança no estado de tensão. Esses autores ainda destacaram que o ensaio de arrancamento apresenta uma maior tensão de aderência em relação ao ensaio de viga devido às tensões de apoio induzidas na superfície do corpo de prova de concreto pela placa de apoio utilizada no ensaio de arrancamento. Em relação ao trabalho de CARVALHO *et al.* (2018), essa diferença de tensão de aderência entre os dois métodos de ensaio pode depender do diâmetro da barra. Nesse estudo, uma diferença na tensão de aderência não foi observada com barras de menor diâmetro (6,3; 8 e 10 mm).

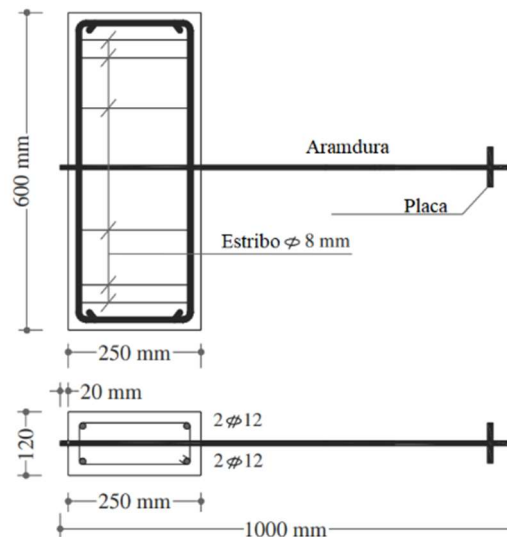
## 2.7 ESTUDO DE ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO

É importante ressaltar que os estudos sobre o ensaio de arrancamento têm sido feitos com diferentes configurações quanto à seção do corpo de prova, posição da barra, comprimento de ancoragem da barra e as condições de confinamento. Uma descrição das configurações adotadas nestes estudos foi relatada a fim de identificar aqueles que seguiram ou não as recomendações de RILEM RC6 (1983).



Afey *et al.* (2015) estudaram o comportamento de aderência aço-concreto submetido a vários níveis de pressão transversal. A seção dos corpos de prova foram 120 mm x 250 mm (Figura 22). A velocidade da aplicação da carga foi de 3–5 kN/min.

Figura 22 - Geometria do corpo de prova



Fonte: Afey *et al.* (2015)

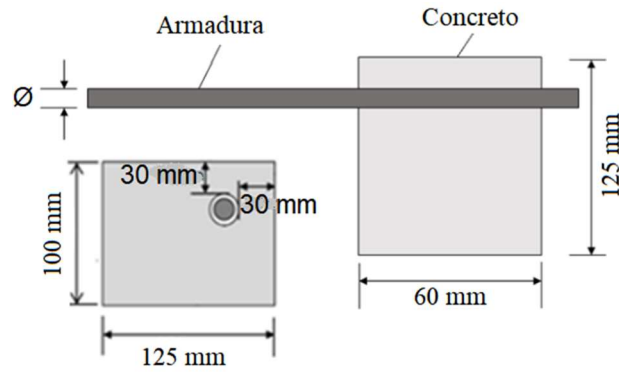
Arel e Yazici (2015) realizaram um estudo sobre o efeito de diferentes parâmetros na aderência concreto-barras. Foi adotado um corpo de prova de seção 150 mm x 150 mm em qual o comprimento de ancoragem foi variado de cinco a nove vezes o diâmetro da barra (5d, 7d e 9d).

Chu *et al.* (2018) desenvolveram um novo método para ensaio de arrancamento de barras em concreto simples e reforçado com fibras. Foi adotado nesse modelo um corpo de prova cúbico de 150 mm x 150 mm x 150 mm e o comprimento de ancoragem foi 50 mm, localizado no terço médio do bloco de concreto.

Em seu estudo multiescala sobre ataques externos de sulfato em materiais cimentícios e estruturas de concreto armado, Jabbour (2019) realizou um ensaio de arrancamento utilizando corpos de prova com seção transversal de 125 mm x 100 mm (Figura 23). O comprimento de ancoragem adotado foi de 5 vezes o diâmetro da barra (5d) e o ensaio foi realizado com barra excêntrica posicionada e um cobrimento de concreto de 3 cm. Segundo o autor, este tipo de ensaio de arrancamento é utilizado para avaliar o efeito do cobrimento no comportamento de aderência entre o aço e o concreto. Para medir o deslizamento, a barra foi estendida em uma extremidade livre de 40 mm da base do corpo de prova, enquanto na outra extremidade foi fixada à máquina de ensaio com uma distância de 100 cm da base oposta.

A carga foi aplicada sob controle de deslocamento constante de 0,03 mm/s.

Figura 23 - Geometria do corpo de prova

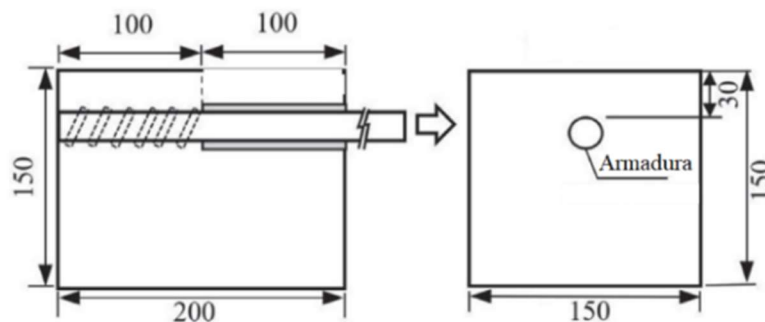


Fonte: Jabbour (2019)

Em seu estudo, Luo *et al.* (2022) realizaram uma investigação analítica sobre a deterioração da aderência entre aço e concreto causada pelas expansões de reação álcali-silica (RAS) e da formação de etringita tardia (DEF). Para isso, os autores utilizaram simulação numérica do ensaio de arrancamento em corpos de prova cúbicos 150 mm x 150 mm x 150 mm afetados pelas expansões de RAS/DEF. O comprimento de ancoragem foi posicionado no centro do comprimento do corpo de prova e definido como 5d.

Jiradilok *et al.* (2020) desenvolveram um modelo discreto de ligação em mesoescala para danos por corrosão na interface aço-concreto com base em testes realizados em corpos de prova de seção 150 mm x 150 mm (Figura 24) e comprimento de 200 mm (100 mm na região aderente e 100 mm na região não aderente). O ensaio adotado foi de arrancamento excêntrico, utilizando barra excêntrica e cobrimento do concreto de 3 cm. Na extremidade carregada, a barra se estendeu por 850 mm, a partir do concreto para prender o corpo de prova na máquina de ensaio.

Figura 24 - Configuração do corpo de prova

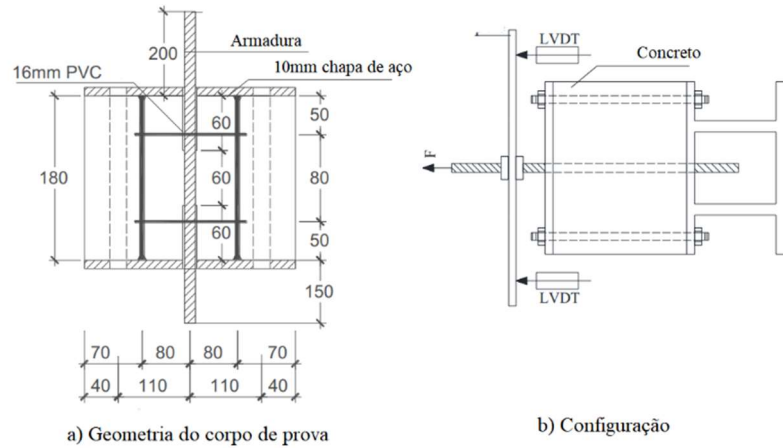


Fonte: Jiradilok *et al.* (2020)

Kang *et al.* (2020) pesquisaram o comportamento dinâmico de aderência-deslizamento em diferentes amostras de arrancamento, submetidas a diferentes taxas de carregamento.

As amostras tinham seção transversal 300 mm x 300 mm e comprimento de ancoragem de 5d, localizado no centro do corpo de prova (Figura 25).

Figura 25 - Configuração do corpo de prova

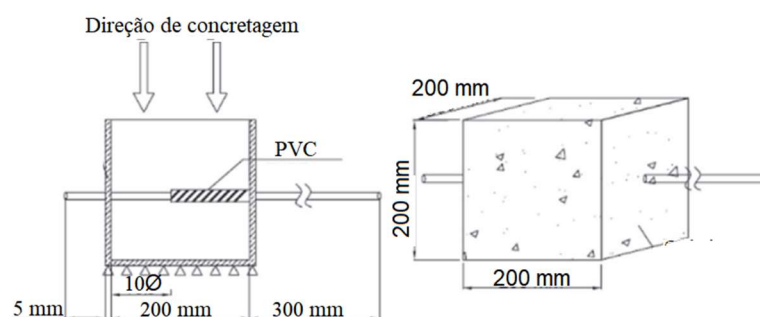


Fonte: Kang *et al.* (2020)

Os resultados indicaram que tanto o escoamento quanto a resistência última da barra embutida aumentaram com o aumento da taxa de carregamento. Segundo os autores, altas taxas de carregamento aumentaram a resistência ao cisalhamento do concreto e inibiram a propagação de fissuras no concreto.

Miranda *et al.* (2021) investigaram experimentalmente e numericamente o comportamento da aderência aço-concreto realizando o ensaio de arrancamento de barras de pequeno diâmetro de acordo com a norma EN 10080 (2005). Embora a norma sugira um comprimento de ancoragem igual a 5d, os autores optaram por utilizar um comprimento de ancoragem maior (10d), seguindo a sugestão de Carvalho *et al.* (2017). Os corpos de prova foram cúbicos 200 mm x 200 mm x 200 mm (Figura 26), e a carga foi aplicada com velocidade de 0,56 d<sup>2</sup> (N/s) de acordo com a EN 10080 (2005).

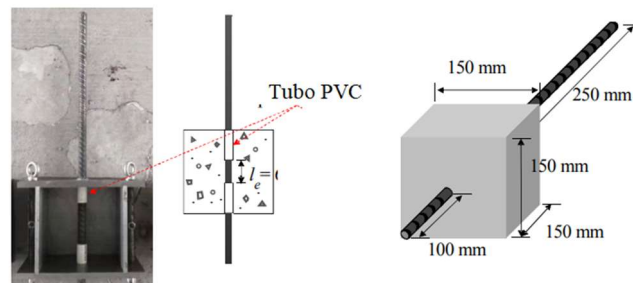
Figura 26 - Configuração do corpo de prova



Fonte: Miranda *et al.* (2021)

No estudo de Li *et al.* (2020), foi investigado o efeito da expansão de reação álcali-agregado (RAS) no comportamento de aderência. Para avaliar esse efeito, os pesquisadores realizaram ensaios de arrancamento em corpos de prova cúbicos 150 mm x 150 mm x 150 mm (Figura 27), posicionando o comprimento de ancoragem no centro do comprimento do corpo de prova e definindo-o como cinco vezes o diâmetro da barra (5d). Segundo os autores, essa escolha de comprimento de ancoragem foi adotada para evitar subestimação e dispersão da tensão de aderência. Para medir o escorregamento, a barra foi estendida em 100 mm da base do corpo de prova na extremidade livre, enquanto na base oposta foi fixada à máquina de ensaio com uma distância de 250 mm.

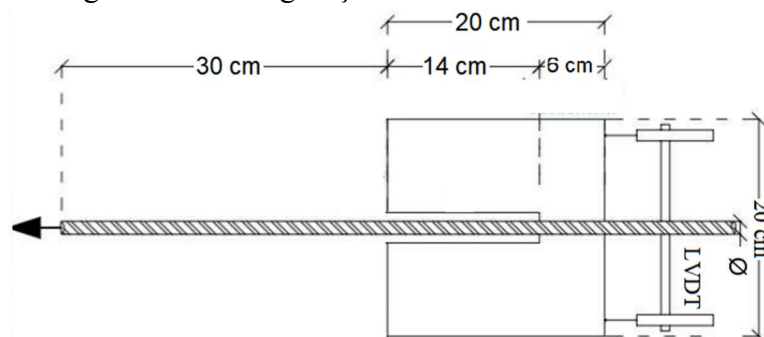
Figura 27 - Configuração do corpo de prova



Fonte: Li *et al.* (2020)

Valogiannis *et al.* (2022) analisaram a aderência entre concreto e barra em polímero reforçado com fibra, realizando o ensaio de arrancamento em corpos de prova com seção transversal 200 mm x 200 mm (Figura 28), de acordo com as recomendações de RILEM RC 6 (1983).

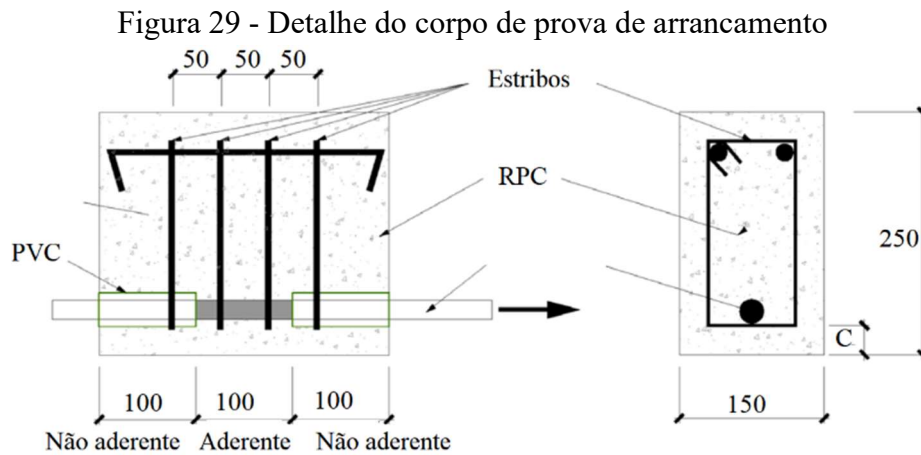
Figura 28 - Configuração do ensaio de arrancamento



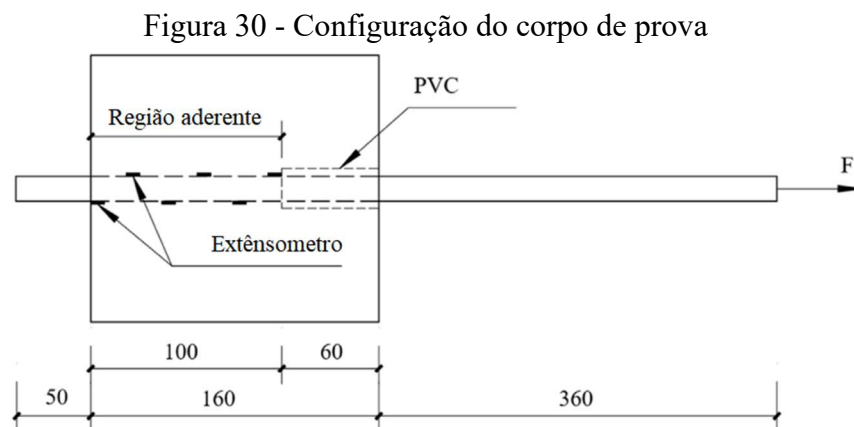
Fonte: Valogiannis *et al.* (2022)

Wang *et al.* (2021) estudaram o comportamento da aderência entre barra de reforço e concreto em pó reativo, utilizando o ensaio de arrancamento excêntrico em corpos de prova

prismáticos 150 mm x 250 mm x 300 mm (Figura 29). O comprimento de ancoragem foi de 100 mm, localizado no terço médio do comprimento total do corpo de prova, e a taxa de aplicação da carga foi de  $0,03d^2$  kN/s.



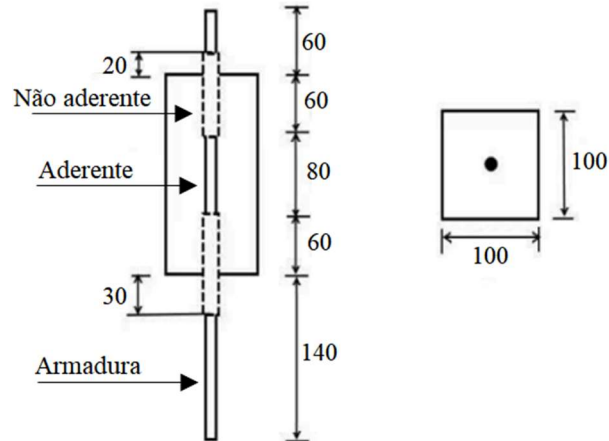
Xiao *et al.* (2021) desenvolveram a lei de aderência-deslizamento entre barras de aço e diferentes materiais à base de cimento, levando em conta a posição de ancoragem. Eles utilizaram corpos de prova cúbicos 160 mm x 160 mm x 160 mm, em que o comprimento de ancoragem foi de 100 mm (Figura 30). O comprimento lateral do cubo de concreto foi dimensionado para 160 mm, de modo a permitir o modo de ruptura por arrancamento. A carga foi aplicada com controle de deslocamento constante de 0,5 mm/min.



Yang *et al.* (2022) investigaram a influência da cristalização do sulfato no comportamento de aderência-deslizamento entre barra deformada e concreto, submetido às ações combinadas do ciclo úmido-seco e do ciclo de congelamento-descongelamento. O estudo

envolveu ensaios experimentais e numéricos de arrancamento de barras em blocos prismáticos de concreto 100 mm x 100 mm x 200 mm (Figura 31), afetados pelas expansões de DEF. O comprimento de ancoragem foi definido como 5d, localizado no centro do comprimento do corpo de prova, e a carga foi aplicada com controle de deslocamento constante de 0,5 mm/min.

Figura 31 - Configuração do corpo de prova



Fonte: Yang *et al.* (2022)

Zhang *et al.* (2021) investigaram como os parâmetros das nervuras afetam as propriedades mecânicas e o comportamento da aderência aço-concreto. Para isso, utilizaram um corpo de prova cúbico de 150 mm x 150 mm x 150 mm, com um comprimento de ancoragem definido como 5d (Figura 32), aplicaram uma carga à velocidade de 0,2 kN/s.

Figura 32 - Configuração do ensaio de arrancamento



Fonte: Zhang *et al.* (2021)

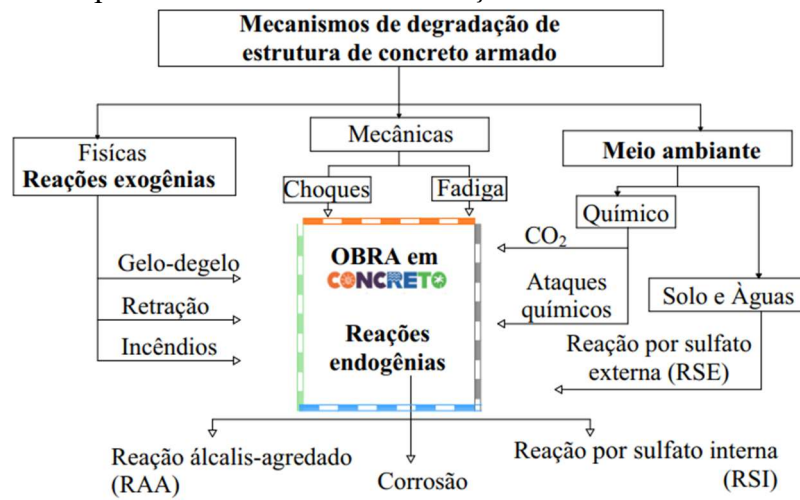
Com base no exposto, é possível constatar que a geometria e a configuração dos corpos de prova utilizados no ensaio de arrancamento seguem diversas normas e métodos, incluindo a seção dos corpos de prova e a posição do comprimento de ancoragem. Entretanto, a maioria dos estudos realizados até o momento adotou corpos de prova com seção 150 mm x 150 mm e comprimento de ancoragem igual a 5d.

Nesses trabalhos, a tensão de aderência na ruptura foi calculada a partir da Equação 7.

### 3 REAÇÃO EXPANSIVA NO CONCRETO

Fora de fenômenos acidentais e, por outro lado, dos efeitos de longo prazo das solicitações mecânicas, como a fadiga devido a solicitações repetidas ou fluência, a degradação das estruturas de concreto armado ocorre por meio de vários mecanismos físicos ou químicos conforme ilustrados na Figura 33. Esses mecanismos incluem a penetração de agentes agressivos, que podem iniciar e favorecer o processo de corrosão das barras.

Figura 33 - Principais mecanismos de deterioração das estruturas de concreto armado



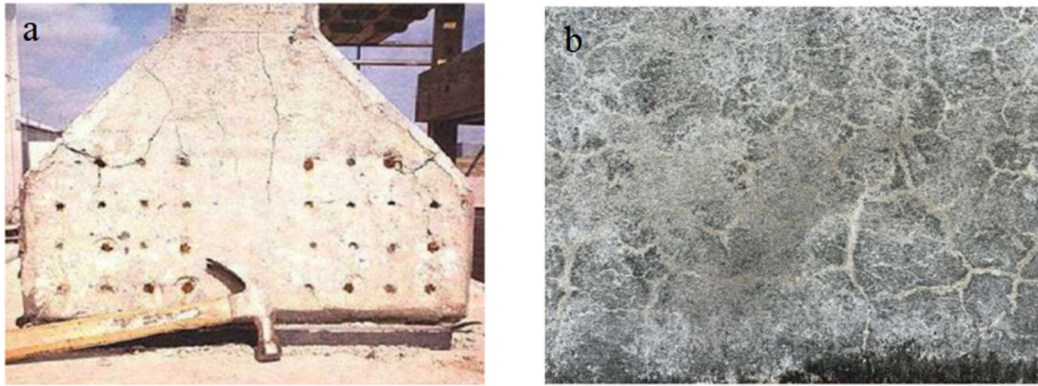
Fonte: Adaptado de AFGC (2004)

As reações endógenas, como a reação álcali-agregado e a reação por sulfatos internos, são reconhecidas como os principais fenômenos da expansão e fissuração do concreto. Essas reações expansivas são consideradas um dos principais desafios de durabilidade enfrentados pelo concreto em todo o mundo. Alguns exemplos de produtos químicos que podem causar expansão por sulfatos incluem a gipsita, a taumasita e a etringita secundária ou tardia (DEF) (AFGC, 2004; MOHAMMADI et al., 2020; GODART e WOOD, 2021; PAN et al., 2022).

Como ilustrado na Figura 34, a expansão causada por essas reações pode reduzir significativamente a vida útil das estruturas, além de aumentar os custos de manutenção e reconstrução ao longo do tempo.



Figura 34 - Viga protendida atingida de DEF (a) e barragem atingida de RAA (b)



Fonte: Amine (2016); Figueira *et al.* (2019)

### 3.1 ETRINGITA NO CONCRETO

A formação de etringita no concreto endurecido pode resultar no surgimento de fissuras mais significativas, reduzindo a capacidade suporte das estruturas de concreto de resistir à solicitação. Nas últimas décadas, têm sido relatados numerosos casos de deterioração do concreto devido aos sulfatos, incluindo fundações em contato com solos ricos em sulfatos, estruturas expostas a ambientes marinhos e concreto curado termicamente. A etringita foi identificada pela primeira vez como um sal principalmente associado a Candlot, que observou sua presença na pasta de cimento hidratada na década de 1890 (AMINE, 2016). Pesquisas realizadas anos atrás, como as de Taylor (1970), demonstraram que a estrutura cristalina da etringita é um trissulfoaluminato de cálcio hidratado, com a fórmula química  $3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 3\text{CaSO}_4 \cdot (30 \text{ a } 32)\text{H}_2\text{O}$ , resultante da hidratação do aluminato de cálcio com o gesso.

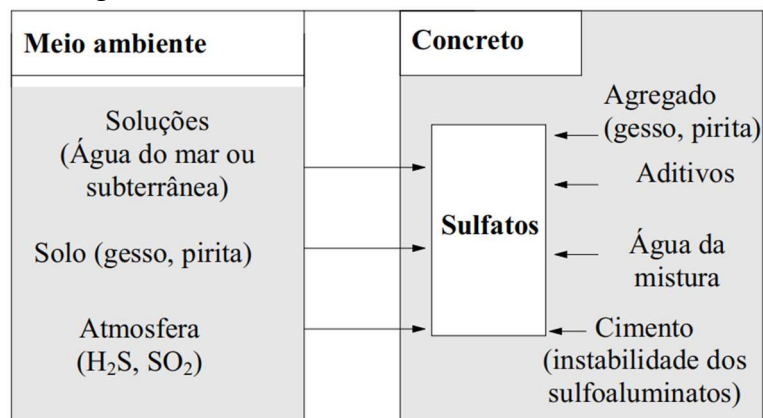
A formação da etringita pode ocorrer de acordo com vários estágios de cristalização. Inicialmente, a etringita é um hidrato formado a partir da reação entre aluminatos de cálcio ( $\text{C}_3\text{A}$  na notação cimentícia) e gesso ( $\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ ) durante a hidratação dos Cimentos Portland (CP). Sua formação permite regular o tempo de pega do cimento, evitando a hidratação rápida de  $\text{C}_3\text{A}$ , como destacado por Bérodiér *et al.* (2020). A etringita, quando desenvolvida durante a hidratação do cimento, é o principal hidrato responsável pelo endurecimento do material cimentício, sendo essa a formação primária de etringita, também conhecida como *Early Etringite Formation* (EEF). A etringita primária pode ser vantajosamente utilizada como um compensador de retração em concretos produzidos com cimentos expansivos, desde que não haja nenhum ataque de sulfato envolvido, como mencionado por Collepari (2003) e Godart e



Wood (2021). Ao contribuir para a coesão da pasta de cimento, a formação de etringita primária permite a redução da porosidade e um consequente aumento da resistência mecânica do concreto.

A formação de etringita em um estágio posterior na estrutura de concreto foi associada a um ataque de sulfato, que pode ter origem interna (concreto) ou externa (meio ambiente), conforme ilustrado na Figura 35. O ataque de sulfato possibilita a formação de duas formas de etringita no concreto endurecido que foram classificados como etringita secundária e tardia.

Figura 35 - Diferente fonte de sulfato no concreto



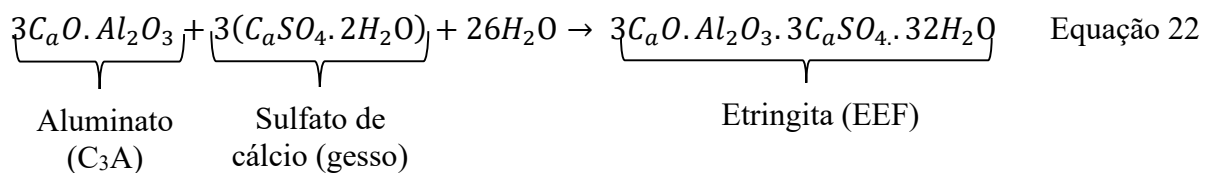
Fonte: Autor (2024)

A etringita secundária se manifesta pelo fenômeno de dissolução e recristalização de etringita primária sem caráter expansivo devido a circulação da água no interior do concreto por meio das microfissuras e pela presença de fonte de sulfato que pode ser de origem externa ou interna (quantidade importante de sulfato no traço de concreto). No caso da presença de sulfato na pasta de cimento endurecida, este reage com o monossulfoaluminato de cálcio hidratado, formando novamente cristais de etringita nos espaços vazios do concreto (como poros, fissuras e interfaces entre a pasta de cimento e os agregados), resultando em expansão, principalmente devido às pressões de cristalização (COLLEPARDI, 2003; AMINE, 2016; JABBOUR, 2019; GU *et al.*, 2019). Vale ressaltar que a degradação ocorre gradualmente, começando pelo revestimento e avançando em direção ao centro dos elementos de concreto quando há formação secundária de etringita devido ao ataque externo de sulfatos, relacionado à presença de uma fonte de sulfatos no ambiente circundante.

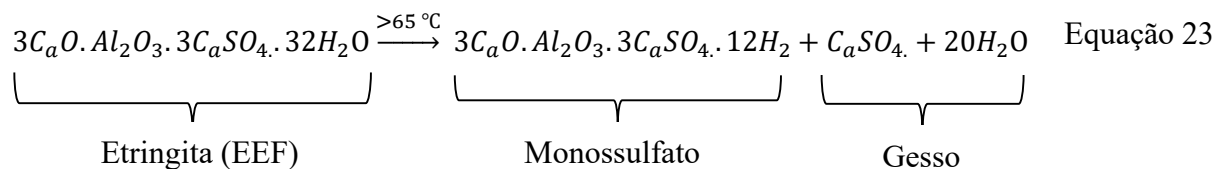
A formação tardia de etringita, conhecida em inglês como Delayed Etringite Formation (DEF), resultante da liberação tardia de sulfatos na solução dos poros no concreto endurecido devido a um aumento da temperatura (65 e 70 °C) durante a hidratação do concreto.

Amplamente discutido na literatura, quando exposto a temperaturas elevadas, o material cimentício sofre a precipitação e decomposição da etringita primária em gesso e monossulfoaluminato, levando à saturação da solução com íons sulfato e alumínio. Esses íons sulfato são absorvidos pelo silicato de cálcio hidratado (C-S-H) e, ao retornar à temperatura ambiente, reagem com o aluminato em presença de água dos poros, reformando a etringita, processo este conhecido como DEF (COLLEPARDI, 2003; LEKLOU, 2014; AMINE, 2016; DEBOUCHA *et al.*, 2018; THIEBAUT *et al.*, 2018; ZHANG *et al.*, 2021; JOSHI *et al.*, 2022). Com base nas referências citadas este processo de decomposição e reformação da etringita pode ser resumido em três etapas da seguinte maneira:

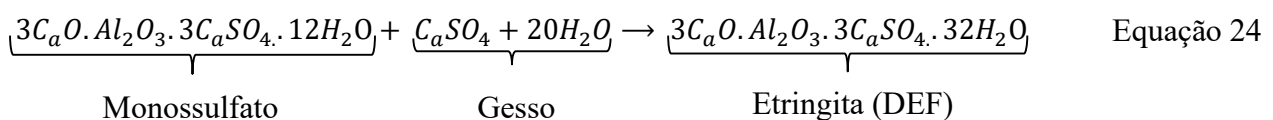
Etapa I - Formação primária de etringita devido à hidratação de C<sub>3</sub>A (Equação 22).



Etapa II - Decomposição térmica da etringita inicial em monossulfato e em gesso, conforme a Equação 23.



Etapa III - Reformação de etringita conhecido DEF conforme a Equação 24.



De acordo com as explicações dos autores, a hidratação de C<sub>3</sub>A gera etringita primária (EEF), que se decompõe em monossulfato e sulfato em altas temperaturas (Equação 23). Em seguida, os sulfatos reagem com monossulfato e água sob condições ambientais, regenerando a etringita, conhecida como DEF. Os autores concluem que a presença

de alta temperatura durante o primeiro estágio da hidratação, juntamente com as condições de umidade, são os requisitos básicos para a formação de DEF e sua subsequente expansão.

### 3.1.1 Mecanismos de expansão de DEF

Várias hipóteses foram propostas para explicar a expansão resultante da formação de etringita. Essas hipóteses se resumem sobre a teoria de aumento do volume; a teoria da expansão coloidal; a teoria da reação topoquímica e a teoria da pressão de cristalização que é mais recente e popular (LEKLOU, 2014, AMINE, 2016; GU *et al.*, 2019; ZHANG *et al.*, 2021).

A teoria da pressão de cristalização da etringita foi formulada a partir de princípios termodinâmicos como a lei de Correns (Equação 25), uma relação termodinâmica que relaciona a pressão gerada pela precipitação de um sal à taxa de supersaturação ( $K/K_S$ ) da solução (LEKLOU, 2014, AMINE, 2016; THIEBAUT, 2018).

$$P_c = \frac{RT}{V} \cdot \ln\left(\frac{K}{K_S}\right) \quad \text{Equação 25}$$

Onde:

$P_c$ : Pressão de cristalização (em MPa);

$R$ : Constante do gás ideal ( $8,31 \text{ J.K}^{-1}.\text{mol}^{-1}$ );

$T$ : Temperatura (em K);

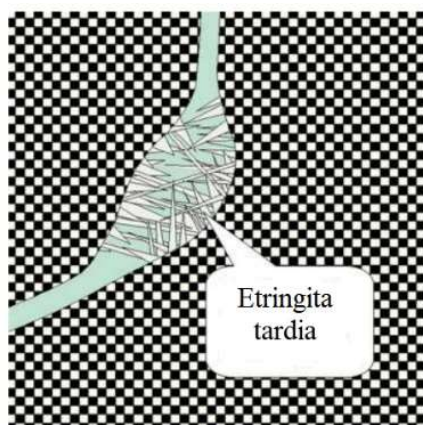
$V$ : Volume da solução intersticial ( $\text{m}^3$ );

$K$ : Concentração da solução intersticial (mol/L);

$K_S$ : Concentração de saturação em relação à etringita (mol/L).

Conforme relatado, a formação de etringita tardia gera tensões no concreto levando a microfissuras que se propagam e causam expansão do concreto. A expansão se inicia quando o concreto não consegue resistir à pressão de cristalização de DEF (GU *et al.*, 2019; KOTHARI e TAKAHASHI, 2022). Leklou (2014) relatou que com o valor de  $K/K_S$  a 2,4, a pressão de cristalização de etringita pode evoluir de 3 a 8,2 MPa, o que supera geralmente a resistência à tração do concreto de ordem de 3 a 6 MPa. Segundo Amine (2016), a pressão de cristalização de DEF é inversamente proporcional ao tamanho dos vazios em equilíbrio. A etringita que precipita nos macros poros e nas fissuras não pode desenvolver pressões de cristalização significativas e, portanto, não é responsável pela expansão. A expansão é essencialmente causada pela precipitação de etringita em microporos de dimensão nanométrica (Figura 36).

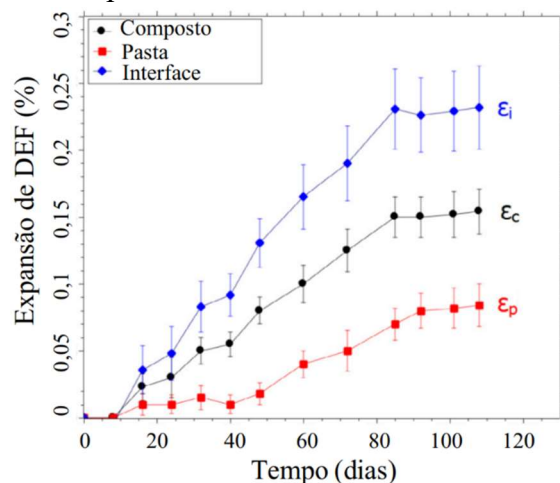
Figura 36 - Formação de etringita tardia no microporo



Fonte: Amine (2016)

O local onde a pressão dos cristais de etringita poderia causar maior expansão no concreto foi assunto de discussão. As hipóteses de expansão homogênea da pasta de cimento, bem como a as hipóteses de etringita na interface pasta/agregados, têm sido objeto de debates contraditórios na literatura (THIEBAUT, 2018; ZHANG *et al.*, 2021). Devido a isso, Jebli *et al.*, (2021) realizaram testes de DEF nos corpos de prova compostos (pasta de cimento e agregado) para esclarecer as hipóteses relacionadas à expansão de DEF. As medições das expansões realizadas mostraram uma maior taxa de expansão na interface pasta de cimento-agregado do que na pasta de cimento (Figura 37). Esses resultados, baseados em observações de microscópica eletrônica de varredura (MEV), mostraram a presença não homogênea de etringita ao redor dos agregados. Os autores concluíram que a cristalização da etringita na interface produz fortes pressões de cristalização, uma vez que a etringita se precipita em agulhas paralelas.

Figura 37 - Expansões das amostras armazenadas a 38 °C



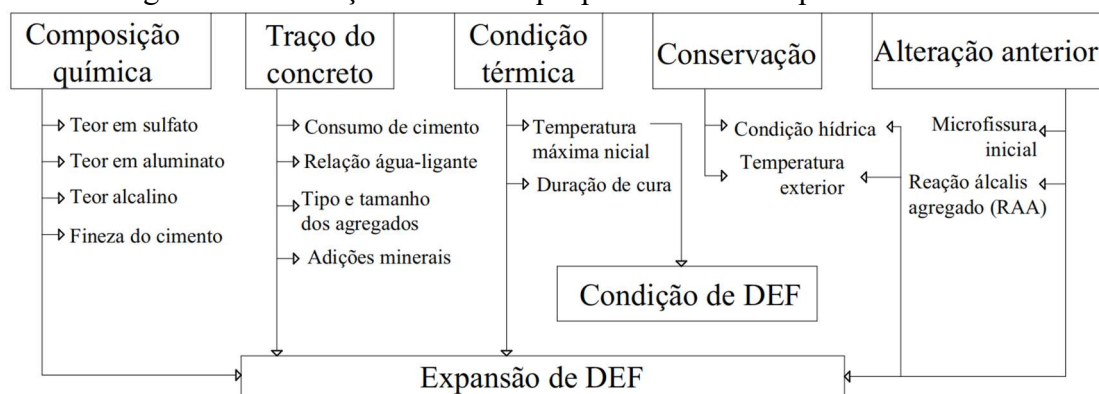
Fonte: Jebli *et al.* (2021)

Como resultado, os cristais de etringita formados nos poros da pasta de cimento são responsáveis pelas microfissuras que, por sua vez, criam vazios na interface entre a pasta de cimento e o agregado. Esses vazios são locais adequados para a nucleação e crescimento de cristais de etringita, resultando em pressão expansiva que leva à expansão visível do concreto conforme relatado na literatura (LEKLOU, 2014; AMINE, 2016; THIEBAUT, 2018; ZHANG *et al.*, 2021).

### 3.1.2 Fatores condicionante a expansão DEF

Diversos fatores podem influenciar o fenômeno da DEF, que podem estar relacionados às propriedades do cimento e do seu consumo, as condições térmica e hídrica. É importante destacar que o comportamento de expansão da DEF depende dos fatores, os quais podem ser classificados em diferentes categorias, conforme ilustrado na Figura 38 (COLLEPARDI, 2003; LEKLOU, 2014; AMINE, 2016; SHAMAA *et al.*, 2015; JEBLI *et al.*, 2021; KOTHARI e TAKAHASHI, 2022).

Figura 38 - Condições e fatores que possibilitam a expansão de DEF



Fonte: Autor (2024)

### 3.1.3 Composição química e traço do concreto

#### 3.1.3.1 Propriedades do cimento

Sulfatos e aluminatos estão diretamente envolvidos no mecanismo de reação da formação de etringita. Portanto, maior expansão de formação de etringita tardia (DEF) só é possível se o cimento utilizado contiver quantidade adequadas de aluminato tricálcico ( $3\text{CaOA}_2\text{O}_3$  ou  $\text{C}_3\text{A}$ ) e sulfatos ( $\text{SO}_3$ ). A reatividade de um cimento em relação à DEF deve

ser realizada com a razão de trióxido de enxofre por óxido de alumínio ( $\text{SO}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$ ). O cimento com a razão  $\text{SO}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$  aproximadamente de 1,1 apresentará maior risco de expansão de DEF. Além disso, o cimento com  $(\text{SO}_3)^2/\text{Al}_2\text{O}_3$  inferior a 2 não apresenta risco de formação de etringita tardia, mas acima desse valor, a expansão aumenta significativamente, conforme relatado por Amine (2016) e Kothari e Takahashi (2022).

Além dos teores de trióxido de enxofre e óxido de alumínio, o teor alcalino do cimento também afeta a expansão de DEF. Os alcalinos são fornecidos pelos óxidos de sulfato de sódio ( $\text{Na}_2\text{O}$ ), sulfato de potássio ( $\text{K}_2\text{O}$ ) ou sais mistos de sódio e potássio, que em contato com água, se dissolvem rapidamente e aumentam o pH e a concentração de íons reativos (sulfato e aluminato em partícula) na solução intersticial, resultando a maior expansão de DEF (AMINE, 2016; THIEBAUT *et al.*, 2018; JEBLI *et al.*, 2021; KOTHARI e TAKAHASHI, 2022).

A quantidade de álcalis presentes no cimento deve ser feita pelo cálculo do teor alcalino equivalente ( $\text{Na}_2\text{O}_{eq}$ ), conforme expresso na Equação 26 (AMINE, 2016; LEKLOU, 2014).

$$\text{Na}_2\text{O}_{eq} = \text{Na}_2\text{O} + 0,658\text{K}_2\text{O} \quad \text{Equação 26}$$

Um valor de  $\text{Na}_2\text{O}_{eq}$  acima de 1% indica que o cimento retido no traço do concreto apresenta um maior risco em relação à DEF. Thiebaut (2018) afirmou que com um teor alcalino mais elevado, as forças de Van der Waals podem dominar as forças repulsivas de Coulomb, permitindo que uma maior quantidade de íons sulfato seja absorvida pelo C-S-H durante o tratamento térmico. Esses íons podem ser liberados em maior quantidade para formação de etringita tardia (DEF) na presença de água.

Por fim, cabe destacar que o tamanho das partículas de cimento exerce uma grande influência na expansão de DEF, que é diretamente proporcional à superfície específica do cimento. Isso ocorre porque a característica de hidratação do cimento é afetada pela sua área superficial, o que pode ter impactos significativos na ocorrência de DEF.

De acordo com Martin (2010), o aumento da finura do cimento leva à formação mais rápida de C-S-H durante a hidratação, o que, por sua vez, permite que os sulfatos sejam adsorvidos de maneira mais rápida. Esse processo resulta em um aumento rápido da temperatura, o que pode afetar a estabilidade da etringita primária.

### 3.1.3.2 *Consumo de cimento e relação água/cimento (a/c)*

A proporção entre água e cimento, conhecida como relação água/cimento (a/c), desempenha um papel crucial na hidratação e na porosidade do concreto. Como resultado, estes dois fatores têm uma influência indireta na permeabilidade, nas resistências mecânicas e na microestrutura do material, afetando assim sua durabilidade. Além disso, a modificação da estrutura interna dos produtos cimentícios pela relação a/c também impacta o comportamento de expansão de DEF. No entanto, o papel exato pelo qual a relação a/c intervém no desenvolvimento da formação de etringita tardia ainda não é unânime (AMINE, 2016; GU *et al.*, 2019; ZHANG *et al.*, 2021). Por um lado, tem sido observada a formação de grandes quantidades de cristais de etringita formado no interior do concreto quando a relação água/cimento (a/c) é alta, o que resulta em uma expansão significativa de DEF. Por outro lado, foi relatado que o aumento da relação a/c por exemplo de 0,35 para 0,65, aumenta a porosidade do concreto e disponibiliza mais espaço para acumulação de etringita. Como resultado, a expansão de DEF é reduzida. Essa relação pode ser entendida ao considerar que o aumento da relação água/cimento (a/c) pode resultar no aumento da porosidade e no tamanho dos vazios presentes na matriz do concreto. Essa maior porosidade e tamanho dos vazios facilitam o movimento dos íons, acelerando assim a regeneração da etringita. No entanto, a pressão da expansão será inversamente baixa devido aos grandes vazios no concreto de alta relação a/c e, portanto, induzirá uma expansão final relativamente pequena. Em resumo, o aumento da relação a/c resulta na redução da resistência dos materiais, o que, por sua vez, favorece o desenvolvimento de DEF sem expansão (AMINE, 2016; GU *et al.*, 2019).

### 3.1.4 *Condições de cura e de conservação*

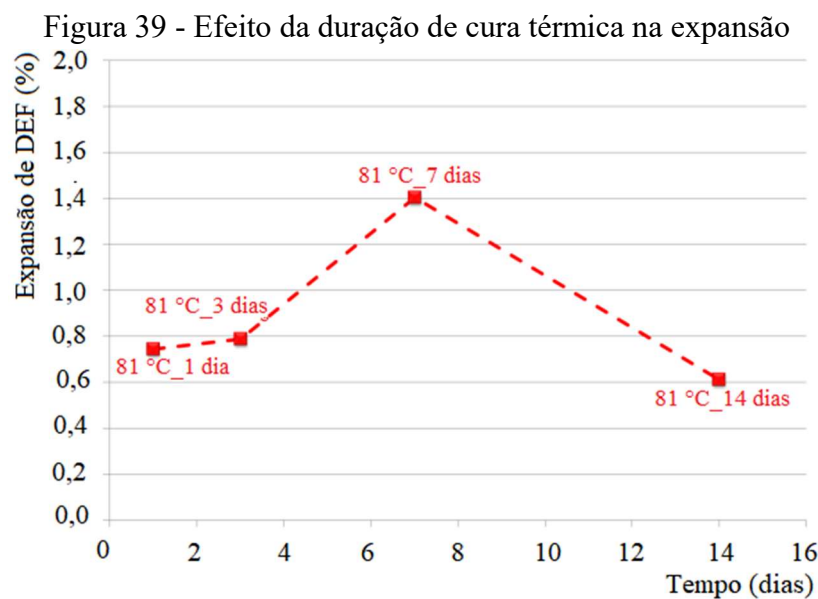
#### 3.1.4.1 *Temperatura de cura*

A temperatura durante a fase inicial foi identificada como o fator mais influente nos fenômenos de reação interno por sulfato (RIS). O risco de expansão de DEF não pode ser evitado apenas ajustando a composição do cimento, mas pode ser eliminado ao limitar a temperatura interna do concreto (IFSTTAR, 2018). Como mencionado anteriormente, é amplamente aceito que um material cimentício só desenvolverá uma expansão significativa em resposta a um ataque interno de sulfato se tiver sido exposto a uma temperatura superior a

65 °C como ocorre nas usinas de pré-fabricação, onde as peças são curadas termicamente. No entanto, é importante destacar que a DEF pode ocorrer não apenas em materiais cimentícios pré-aquecidos, mas também em estruturas maciças de concreto, nas quais a temperatura de hidratação pode atingir até 70 °C. Essas condições também podem resultar em expansão de DEF (LEKLOU, 2014; AMINE, 2016; GU *et al.*, 2019; KOTHARI e TAKAHASHI, 2022).

As condições relevantes para a estabilidade térmica da etringita primária são descritas por Zhang *et al.*, 2021, da seguinte forma: a estabilidade térmica da etringita primária varia em uma ampla faixa de temperatura e depende das condições de umidade e do pH da solução. A temperatura de decomposição de etringita primária diminui à medida que o pH da solução aumenta.

A duração da cura térmica também tem impacto sobre a cinética da precipitação e, conseqüentemente, na expansão por DEF, conforme ilustrado na Figura 39.



Fonte: Kchakech *et al.* (2016)

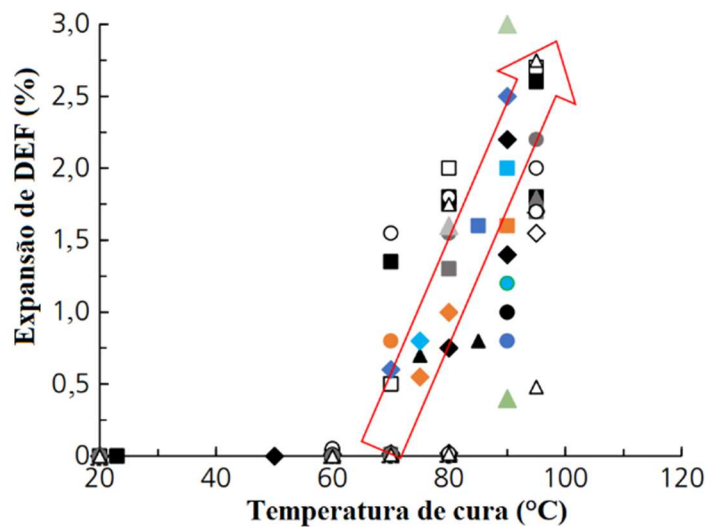
Esse efeito pode ser explicado em termos da energia térmica presente no interior do concreto, a qual é determinada pela temperatura e duração da cura. Quanto maior a energia térmica, maior o impacto sobre a microestrutura do concreto, facilitando a liberação de sulfatos do gel C-S-H e a lixiviação de álcalis, resultando em uma maior expansão (KCHAKECH *et al.*, 2016; KOTHARI e TAKAHASHI, 2022).

O efeito da temperatura de cura na expansão de DEF foi bastante pesquisado por vários estudos. Estes estudos mostraram que maiores expansão estão presentes quando a



temperatura de cura está na faixa 70 e 100 como pode ser visto na Figura 40. No protocolo do ensaio LCPC (2007), foi recomendado limitar a temperatura máxima a  $90 \pm 2$ . Essa recomendação foi explicada pelo fato de que a decomposição térmica de etringita primária poderia não acontecer se o material contiver maior teor em sulfato. A uma faixa de temperatura durante a hidratação, o silicato de cálcio e outro produto de hidratação compete com a etringita primária em sulfato, o que torna essa etringita instável.

Figura 40 - Efeito da temperatura de cura sobre a expansão de DEF

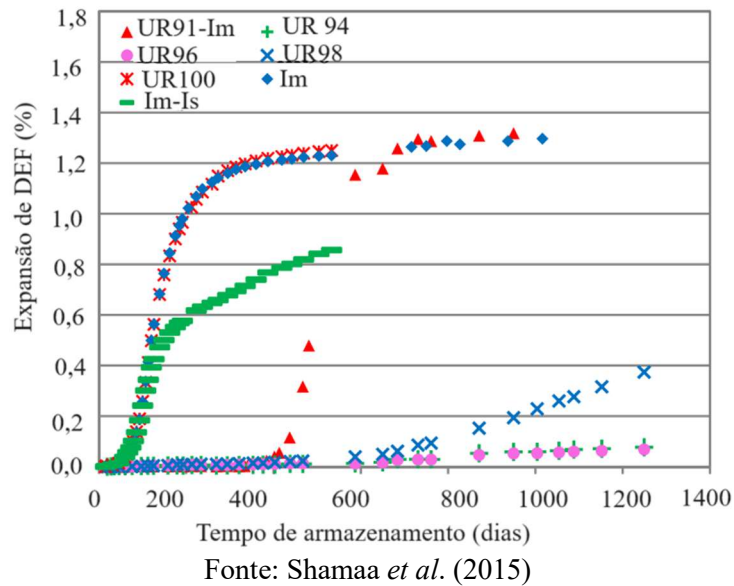


Fonte: Zhang *et al.* (2021)

#### 3.1.4.2 Condições de conservação

As condições de armazenamento têm uma influência significativa na amplitude e cinética da expansão de DEF. De fato, a movimentação de íons reativos depende da umidade relativa do ar ambiente, e valores acima de 92% facilitam a expansão de DEF. Os experimentos realizados por Shamaa *et al.* (2015) mostraram que a expansão de DEF foi semelhante em condições de armazenamento com umidade relativa de 100% em comparação com a conservação em água (Figura 41).

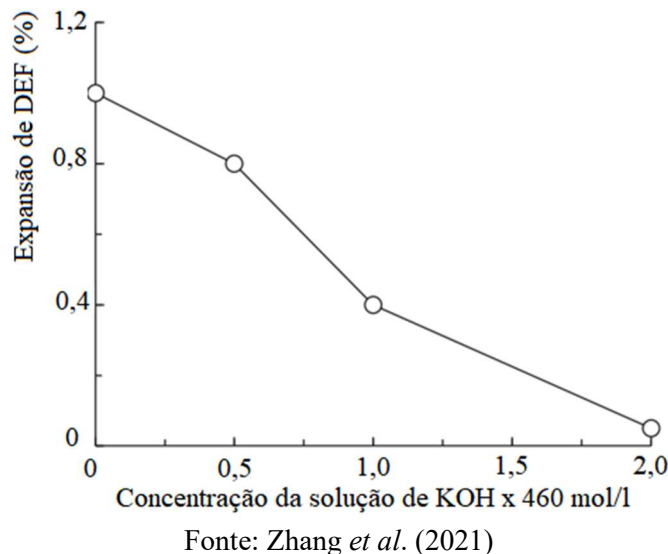
Figura 41 - Comparação de expansão entre 100% UR e a imersão na água (Im)



De acordo com Amine (2016), os problemas de DEF são principalmente observados em estruturas expostas a altos níveis de umidade ou em contato direto com água. A presença de água possibilita a lixiviação dos álcalis, o que leva à diminuição do pH. Essa diminuição do pH acelera a liberação de íons sulfato adsorvidos no C-S-H, favorecendo a precipitação da etringita.

No entanto, a conservação em solução alcalina, como hidróxido de potássio (KOH), pode reduzir e até mesmo suprimir a expansão por DEF (Figura 42) de fato, soluções contendo hidróxido alcalino podem suprimir a lixiviação de sulfato do C-S-H, esgotando os íons de sulfato necessários para a formação da etringita (ZHANG *et al.*, 2021).

Figura 42 - Expansão após 500 dias em função da concentração de potássio de hidróxido



Os estudos mostram que, com um tratamento térmico na faixa de 80 a 90 °C, uma expansão de 0,3% de DEF geralmente surge após um período de monitoramento entre 55 e 100 dias, conforme apresentado na Tabela 1.

Tabela 1 - Tempo de monitoramento para 0,30% de expansão de DEF

Concreto (MPa)	Cura (°C)	Tempo de medição (dias)	Referência
60	85	90	Leite (2023)
30	90	80	Joshi <i>et al.</i> (2022)
30	80	100	Thiebaut <i>et al.</i> (2018)
30	85	55	Schovanz <i>et al.</i> (2022)
30	80	100	Shamaa <i>et al.</i> (2015)

Fonte: Autor (2024)

### 3.2 REAÇÃO ÁLCALI-AGREGADO (RAA)

Assim como as reações por sulfato no concreto, a reação álcalis-agregado (RAA) é uma patologia que influencia a durabilidade das estruturas de concreto. Isso provoca dilatações internas e posteriormente, a estrutura interna e as propriedades mecânicas do concreto são modificadas (MOHAMMADI *et al.*, 2020; PAN *et al.*, 2022; LU *et al.*, 2022; ZHYCHKOVSKA e SHEIKH, 2021).

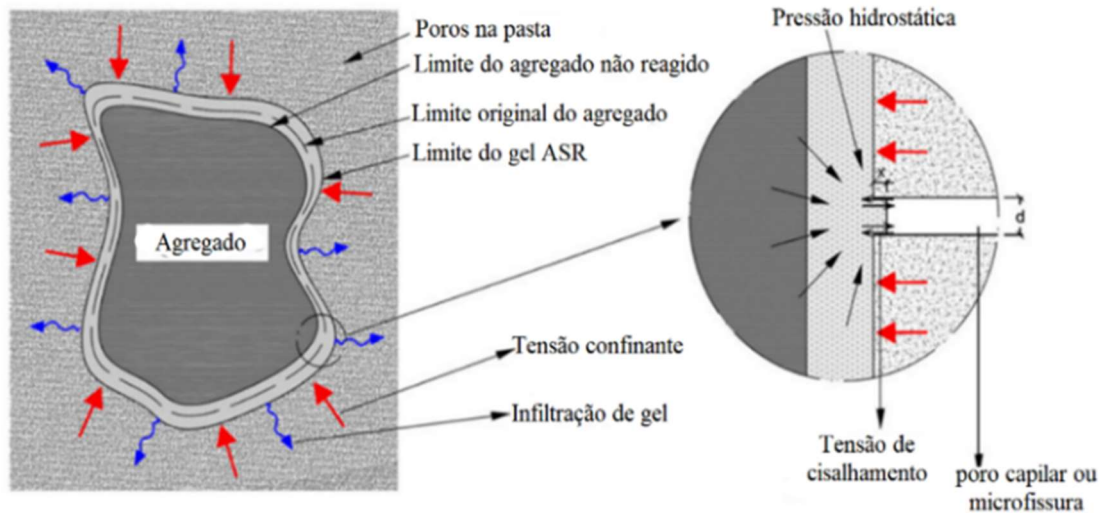
As condições e parâmetros que influenciam a reação alcalina incluem a quantidade de íons alcalinos presentes, a presença de água e íons de cálcio, além da quantidade e reatividade das espécies minerais, o que é uma particularidade dessa reação (AFGC, 2004; FIGUEIRA *et al.*, 2019; PATHIRAGE *et al.*, 2023). O conhecimento dos agregados que compõem mais de 75% do concreto é fundamental para a elaboração de um traço de concreto livre da reação alcalina, esse é um dos pontos essenciais na prevenção dessa reação ao longo dos últimos 40 anos (AFGC, 2004; MOHAMMADI *et al.*, 2020; PAN *et al.*, 2022). Segundo esses autores, a reação álcali-agregado pode ser classificada em reação álcali-sílica (RAS) e reação álcali-carbonato (RAC).

A reação álcali-sílica (RAS), considerada a forma mais prejudicial da reação álcali-agregado, produz um gel nocivo resultante da reação entre a sílica reativa do agregado e os álcalis presentes na solução dos poros (FIGUEIRA *et al.*, 2019; LU *et al.*, 2022).

De acordo com Vayghan *et al.* (2016), apoiado por Mohammadi *et al.* (2020), as propriedades reológicas do gel são os fatores mais importantes relacionados aos distúrbios da RAS. Segundo

os autores, quando essas propriedades são baixas, como a resistência ao escoamento e viscosidade, o gel não exerce um efeito prejudicial na estrutura do concreto, já que não consegue gerar pressão suficiente nas superfícies dos vazios. Dessa forma, o gel pode se mover com segurança e facilidade através das cavidades, conforme apresentado na Figura 43.

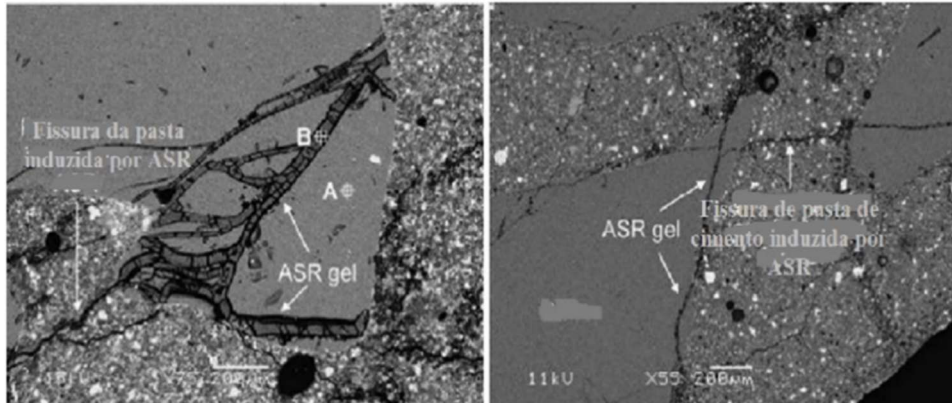
Figura 43 - Apresentação esquemática da progressão da RAS



Fonte: Vayghan *et al.* (2016)

Por outro lado, se o gel apresentar alto limite de elasticidade e alta viscosidade, suas propriedades reológicas se aproximam do gel de silicato de cálcio hidratado (C-S-H), o que pode levar à geração de pressão nos espaços porosos e resultar em tensão de tração no material. Mohammadi *et al.* (2020) explicam que as fissuras internas se formam quando a pressão gerada pelo gel excede a tensão de tração do concreto. O gel continua a exercer pressão, penetrando nas fissuras e produzindo expansão. O número e a largura das fissuras aumentam à medida que a reação ocorre gradualmente em diferentes locais do concreto, conforme ilustrado na Figura 44.

Figura 44 - Fissuras na pasta de cimento endurecida devido à RAS



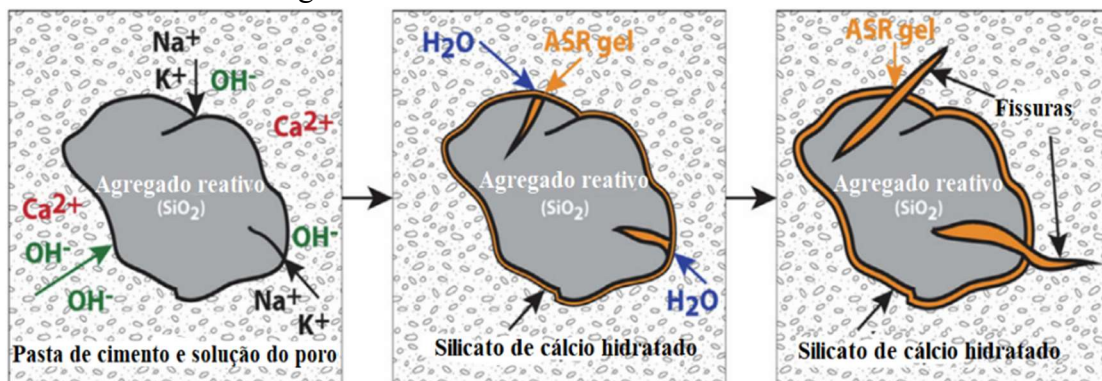
Fonte: Mohammadi *et al.* (2020)

Essas fissuras conectam-se umas às outras para formar uma rede, intensificando seus efeitos e reduzindo significativamente a resistência e consistência do concreto. A RAS afeta a superfície do concreto e produz fissuras orientadas aleatoriamente, que são os principais sintomas (AFGC, 2004; MOHAMMADI *et al.*, 2020).

### 3.2.1 Mecanismo e química de Reação Álcali-Silica (RAS)

O mecanismo de RAS foi abordado em vários estudos, como no trabalho de Figueira *et al.* (2019), Mohammadi *et al.* (2020) e Pathirage *et al.*, (2023). De acordo com esses autores, a formação da RAS ocorre inicialmente pela reação entre os íons hidroxila ( $\text{OH}^-$ ) na solução intersticial e a sílica reativa no agregado (Figura 45).

Figura 45 - Mecanismo de ASR em concreto



Fonte: Figueira *et al.* (2019)

Em uma mistura de cimento com agregado reativo, os íons hidroxila (OH<sup>-</sup>) penetram na estrutura de sílica mal cristalizado e causam a ruptura das ligações dos grupos silanol (Si-OH) da sílica, resultando a liberação dos siloxano (Si-O-Si).

Os grupos silanol (Si-OH) na superfície dos íons OH<sup>-</sup> geram uma densidade de cargas negativas que aumentam com o pH e a força iônica da solução ambiente. Essas cargas são equilibradas pela difusão dos cátions alcalinos (K<sup>+</sup> e Na<sup>+</sup>). Quando esses cátions são difundidos na estrutura da sílica, ocorre a formação de um gel de silicato alcalino (Si-O-N), conforme descrito na Equação 27 e Equação 28.



A ruptura das Si-O-Si pelos íons OH<sup>-</sup> resulta a dissolução das sílicas e sua passagem em solução, resultando na formação do grupo H<sub>2</sub>SiO<sub>4</sub><sup>2-</sup> como representado pela Equação 29.



Nos agregados siliciosos, a natureza das espécies de silicato que entram em solução depende da concentração alcalina e do pH. Os grupos H<sub>2</sub>SiO<sub>4</sub><sup>2-</sup>, carregados negativamente, fixam as cargas positivas sódio Na<sup>+</sup>, potássio K<sup>+</sup> e cálcio Ca<sup>2+</sup> presentes na solução para formar C-S-H e/ou C-(N, K)-S-H que estão na forma de um gel (produto amorfo contendo muitas moléculas de água) ou cristais (produtos estruturados) conforme a Equação 30, Equação 31 e Equação 32.



Os autores mencionaram que a portlandita (Ca(OH)<sub>2</sub>), um produto de hidratação do cimento, desempenha um papel importante na RAS, pois é uma fonte de íons de cálcio (Ca<sup>2+</sup>).

No entanto, nos estágios iniciais da reação, o gel de RAS contém mais sódio ( $\text{Na}^+$ ) do que cálcio ( $\text{Ca}^{2+}$ ). Com o tempo, a portlandita presente na pasta de cimento se dissolve, liberando íons de cálcio e permitindo que o gel de RAS os absorva. A absorção desses íons leva à formação de géis de silicato de potássio com composições variáveis de cálcio, sódio e potássio em torno dos agregados. Esses géis absorvem moléculas de água e se expandem, gerando forças expansivas e tensões de tração que causam microfissuras próximas ao local da reação, como ilustrado na Figura 45, e subsequente fissuração e expansão do concreto (AFGC, 2004; FIGUEIRA *et al.*, 2019; MOHAMMADI *et al.*, 2020; PATHIRAGE *et al.*, 2023).

### 3.3 IMPACTO DE REAÇÕES EXPANSIVAS EM CONCRETO ARMADO

RAA e DEF são produtos expansivos que alteram as características mecânicas do concreto em função do nível de expansão. A evolução desses produtos provoca a separação dos agregados da pasta de cimento, resultando em um enfraquecimento do concreto (Schovanz *et al.*, 2021; JOSHI *et al.*, 2022).

Por exemplo, em um concreto com resistência característica à compressão de 35 a 40 MPa aos 28 dias, submetido a ciclos térmicos (85 °C mantido por três dias), Schovanz *et al.* (2021) constataram uma redução superior a 50% dessa propriedade com apenas 1% de expansão de DEF. O módulo de elasticidade do material foi reduzido em 72%, passando de 27,43 a 7,65 GPa. Além disso, uma redução de 55% na resistência à tração foi observada após 168 dias de imersão em água a 38 °C conforme ilustrado na Tabela 2.

Tabela 2 - Propriedades mecânicas dos concretos

Propriedades mecânicas do concreto após cura térmica e armazenamento		Duração de armazenamento (dias)				
		07	28	56	84	168
Resistência à compressão (MPa)	Valor	37,91	33,07	29,08	27,44	16,87
	Desvio padrão	0,08	0,20	4,20	0,56	0,13
Resistência à tração (MPa)	Valor	2,74	2,54	1,74	1,73	1,23
	Desvio padrão	0,56	0,43	0,08	0,20	0,21
Módulo de elasticidade (GPa)	Valor	27,43	21,40	15,95	8,70	7,65
	Desvio padrão	1,22	1,20	0,45	1,50	0,05

Fonte: Schovanz *et al.* (2021)

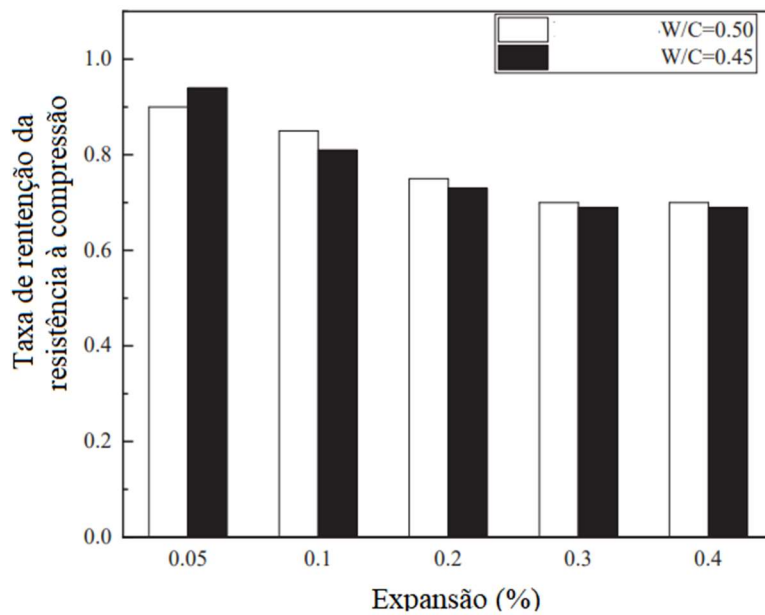
Zhang *et al.* (2020) relataram que, após três dias de tratamento térmico, houve uma redução superior a 75% na resistência à compressão do concreto afetado pela DEF. É importante notar que o módulo de elasticidade é o mais afetado pelos mecanismos expansivos (SANCHEZ *et al.*, 2018; SCHOVANZ *et al.*, 2021).

Os efeitos das expansões RAS nas propriedades mecânicas do material são menores em comparação às expansões DEF. No entanto, quando esses dois mecanismos são acoplados, as expansões aumentam e os distúrbios são mais significativos. Em um estudo realizado por Sanchez *et al.* (2018), foi observado que com uma expansão de 0,05% de RAS, o módulo de elasticidade do material foi reduzido em até 30% e a resistência à tração em até 70%. Embora a resistência à compressão tenha sofrido uma ligeira redução de 5%, as fissuras atingiram a zona de transição agregado-pasta de cimento. Isso pode ser justificado pelo mecanismo de travamento proporcionado pelos agregados e pela extrema localização das fissuras. Com valores de expansões mais altos (0,12 a 0,20%), as propriedades mecânicas também foram reduzidas, mas em níveis ligeiramente superiores aos obtidos no início da expansão (0,05%). Isso ocorreu porque a maioria das fissuras foi formada no início da expansão e foi alargada em comprimento e largura nas outras fases da expansão, seguindo a lei da energia mínima. Em níveis de expansão de 0,30%, houve uma queda significativa na resistência à compressão do material, cerca de 35 a 40%, devido à formação de redes de fissuras na pasta de cimento. Com níveis de expansão superiores a 0,50%, ocorreu o desprendimento e a desintegração das partículas de agregado, resultando em um aumento do nível de destruição do material. Nesta fase, o módulo de elasticidade e a resistência à compressão caíram cerca de 85 e 50%, respectivamente.

Lu *et al.* (2022) investigaram como a relação água-cimento e o tipo de agregado influenciam a resistência à compressão do concreto em diferentes níveis de expansão do RAS. Com níveis uniformes de expansão, observou-se menor diferença nas taxas de redução com as diferentes relações água-cimento, enquanto maiores níveis de expansão apresentaram menores diferenças na resistência à compressão. Conforme ilustrado na Figura 46, a relação água-cimento teve pouco efeito na taxa de retenção da resistência à compressão.



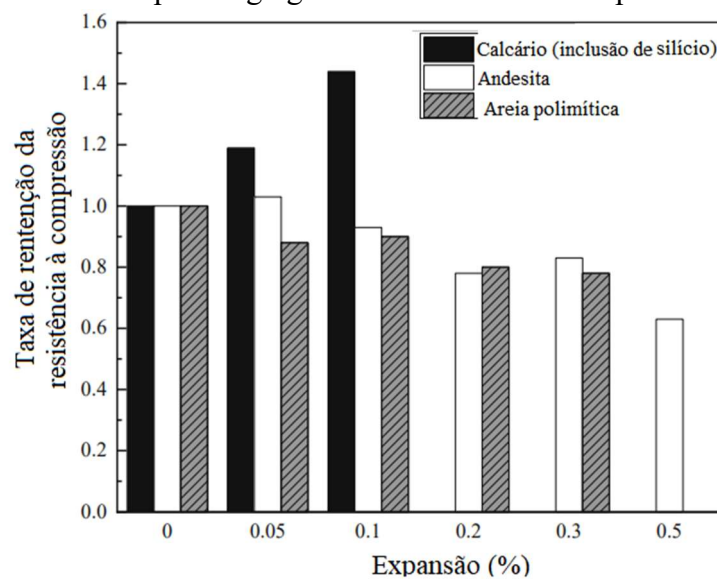
Figura 46 - Influência da relação água-cimento



Fonte: Lu *et al.* (2022)

Em relação ao tipo de agregado, o concreto produzido com agregados de baixa reatividade (calcário) mostrou um aumento na resistência à compressão até 0,1% de expansão, enquanto o concreto com agregados reativos sofreu uma redução significativa conforme ilustrado na Figura 47. Além disso, o concreto com agregados de menor reatividade levou mais tempo (270 dias) para atingir 0,1% de expansão, enquanto os agregados reativos atingiram esse nível mais rapidamente (10 dias).

Figura 47 - Influência do tipo de agregado na resistência à compressão devido às RAA



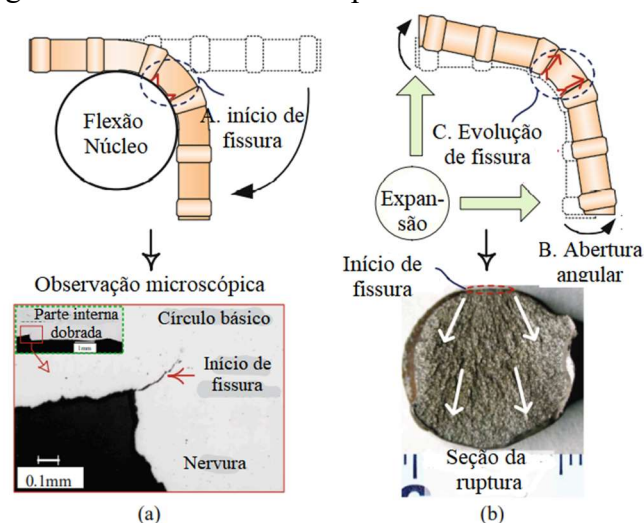
Fonte: Lu *et al.* (2022)

Os autores concluíram que, devido ao maior tempo de reação de RAS com agregados de menor reatividade, o efeito de hidratação é mais evidente do que o efeito de fissuras no estágio inicial de expansão. O ligeiro efeito de expansão do gel pode preencher os defeitos iniciais, o que melhora a resistência à compressão. Em relação ao módulo de elasticidade, os autores observaram uma tendência semelhante à obtida na resistência à compressão sob a influência do tipo de agregado.

Karthik *et al.* (2016), Liu *et al.* (2017) e Karthik *et al.* (2018) realizaram investigações experimentais para analisar o comportamento mecânico de estruturas de concreto armado afetadas por RAS e DEF. Os resultados evidenciaram que os corpos de prova afetados pelas expansões, no curto prazo, apresentaram uma capacidade de carga superior aos corpos de prova de referência não afetados, devido aos efeitos de protensão gerados na barra, que aumentaram o confinamento no concreto. Além disso, os corpos de prova fortemente afetados tiveram uma resposta força-deformação mais rígida do que os corpos de prova levemente afetados. No entanto, a ductilidade geral da estrutura fortemente afetada foi significativamente menor do que a das estruturas com menor expansão. A longo prazo, foi observada uma perda de capacidade de carga e uma redução acentuada da ductilidade das estruturas afetadas por RAS/DEF, devido à corrosão acentuada das barras, resultando na perda de aderência entre o aço e o concreto.

Lu *et al.* (2022) apresentaram o efeito das expansões RAS/DEF em estruturas de concreto armado, evidenciando como a patologia resultante ou sua combinação pode levar à ruptura da barra transversal da estrutura, como ilustrado na Figura 48.

Figura 48 - Mecanismo de ruptura da barra transversal



Fonte: Lu *et al.* (2022)

Conforme explicado pelos autores, durante a fabricação dos estribos para as barras transversais, ocorreu uma concentração local de tensões próxima ao núcleo das nervuras, resultando em microfissuras. Posteriormente, a expansão de uma dessas patologias no concreto resultou na abertura dos ângulos dos estribos, o que levou à progressão das microfissuras preexistentes nos estribos. Isso resultou na redução progressiva do limite de elasticidade da barra e, posteriormente, na sua ruptura.

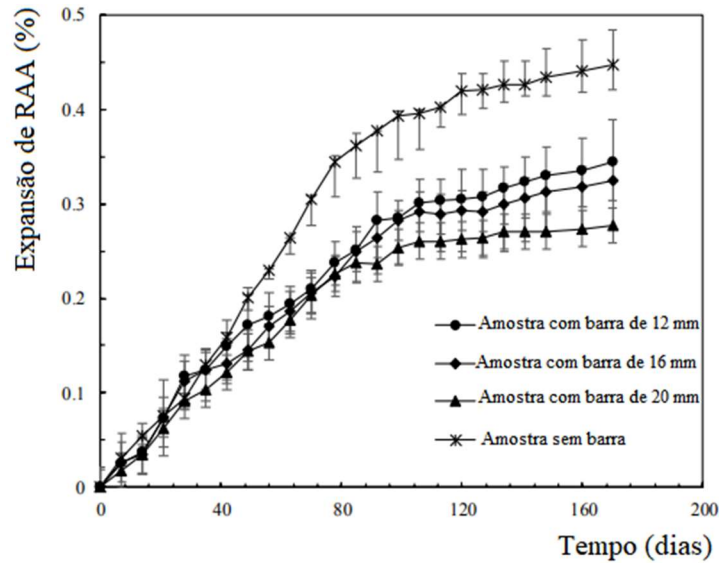
### 3.4 EFEITO DAS EXPANSÕES NA ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO

As patologias de RAS e DEF são fatores conhecidos por prejudicar a durabilidade das estruturas em materiais cimentícios, causando a fissuração do concreto e consequente perda das propriedades mecânicas das estruturas, incluindo a aderência aço-concreto. Estudos têm explorado o efeito dessas patologias na aderência aço-concreto (JABBOUR, 2019; Li *et al.*, 2020; LUO *et al.*, 2022), e de acordo com esses autores, embora atuem por meio de fenômenos semelhantes de fissuração, os mecanismos de distúrbio dessas patologias são diferentes.

Li *et al.* (2020) relataram que a pressão do gel de RAS pode se desenvolver no concreto e causar maior expansão, mas essa expansão foi menor nos corpos de prova de concreto com as barras devido à compensação da pressão do gel de RAS pela tensão de aderência existente entre a barra e o concreto.

Com base em seus resultados (Figura 49), os autores discutiram que o concreto fica mais confinado contra a expansão com o efeito de compensação da pressão, e que a perda de aderência aço-concreto da estrutura pode ser reduzida se a barra for suficiente para conter a pressão de expansão do gel de RAS.

Figura 49 - Efeito da barra sobre a expansão da RAS

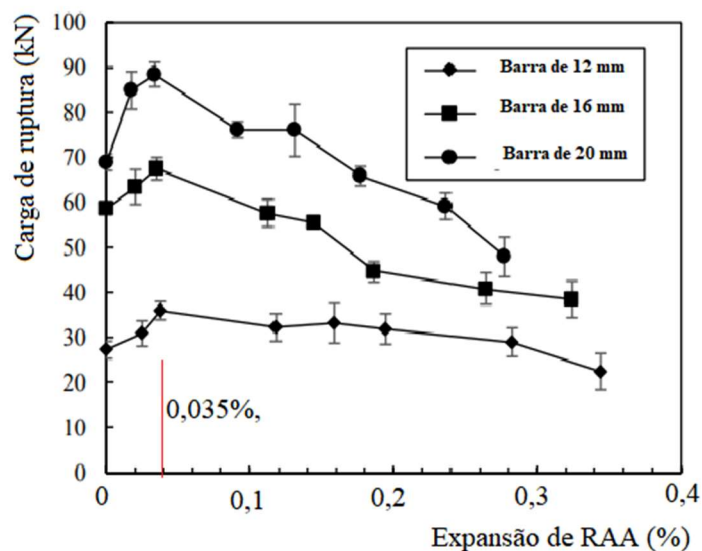


Fonte : Li *et al.* (2020)

Takahashi *et al.* (2016) relataram que os géis RAS podem migrar e se afastar da posição original onde foram criados, reduzindo-se a uma pequena quantidade.

A partir dos experimentos de Li *et al.* (2020), o efeito da expansão de RAS na aderência aço-concreto foi avaliado até um valor crítico de expansão de 0,035%, acima do qual a tensão de aderência diminuiu linearmente até 0,30% de expansão de RAS. Com as menores expansões de 0,035%, a tensão de aderência aço-concreto e a carga última de ruptura (Figura 50) de todos os corpos de prova com diferentes diâmetros de barra aumentaram.

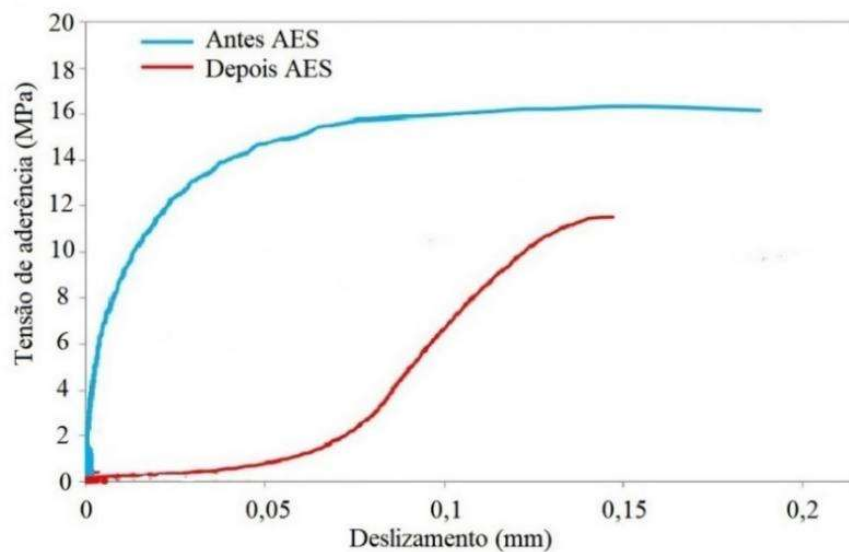
Figura 50 - Carga máxima de ruptura com diferentes expansões RAS



Fonte: Li *et al.* (2020)

Em seu estudo, Jabbour (2019) investigou os efeitos da expansão decorrente do ataque externo por sulfato (AES) na aderência aço-concreto em diferentes traços de concreto. De acordo com os resultados apresentados na Figura 51, a tensão de aderência não apresentou aumento até 0,35% de expansão, apesar do efeito benéfico desta expansão na resistência à compressão do concreto. Ademais, mesmo com o aumento da resistência do concreto pelas expansões, o tipo de ruptura observado nos ensaios de arrancamento da barra foi o de fendilhamento do concreto, tanto antes como depois das expansões, demonstrando a influência predominante do diâmetro da barra na aderência aço-concreto.

Figura 51 - Curvas tensão de aderência-deslizamento antes e depois AES



Fonte: Jabbour (2019)

O autor concluiu que a ruptura por fendilhamento do concreto indica que a tensão circunferencial de tração causada pela força de fendilhamento excede a tensão de tração do concreto, demonstrando que a resistência à tração do concreto é o parâmetro crucial que determina a capacidade de arrancamento. Além disso, o aumento da resistência à compressão do concreto nem sempre está relacionado ao aumento da resistência à tração.

O mecanismo de deterioração das propriedades mecânicas do concreto difere entre as reações expansivas, apesar de ambas levarem à formação de fissuras. No caso de RAS, as fissuras se desenvolvem da argamassa ao redor das partículas de agregado até a interface aço-concreto, enquanto que no caso de DEF, a fissura ocorre diretamente na interface aço-concreto devido à expansão do concreto (ZHYCHKOVSKA e SHEIKH, 2021; LUO *et al.*, 2022).

Experimentos realizados por Zhychkovska e Sheikh (2021) e Luo *et al.* (2022) mostraram que as fissuras na interface aço-concreto podem ser limitadas pela presença de estribos na seção transversal para as expansões de RAS, enquanto que os estribos parecem ser ineficazes na retenção das fissuras na interface aço-concreto para as expansões de DEF, uma vez que as fissuras são induzidas diretamente na superfície da barra. A tensão de aderência aumentou no início com as expansões de RAS, mas diminuiu à medida que as fissuras se desenvolveram no concreto. No caso de DEF, a tensão de aderência foi reduzida desde o início das expansões.

A presença de estribos na seção transversal é capaz de aumentar significativamente a tensão de aderência aço-concreto, especialmente durante as expansões de RAS mais intensas, conforme demonstrado pelos estudos de Zhychkovska e Sheikh (2021) e Luo *et al.* (2022). Este efeito é explicado pelo desenvolvimento de tensões na seção transversal durante o processo de arrancamento da barra e pelo baixo valor de expansões no concreto antes do arrancamento, o que resulta em baixa deformação dos estribos e ativação insuficiente do efeito de confinamento. À medida que a expansão do concreto aumenta antes do arrancamento, a deformação dos estribos também aumenta, proporcionando um efeito mais forte de confinamento no concreto.

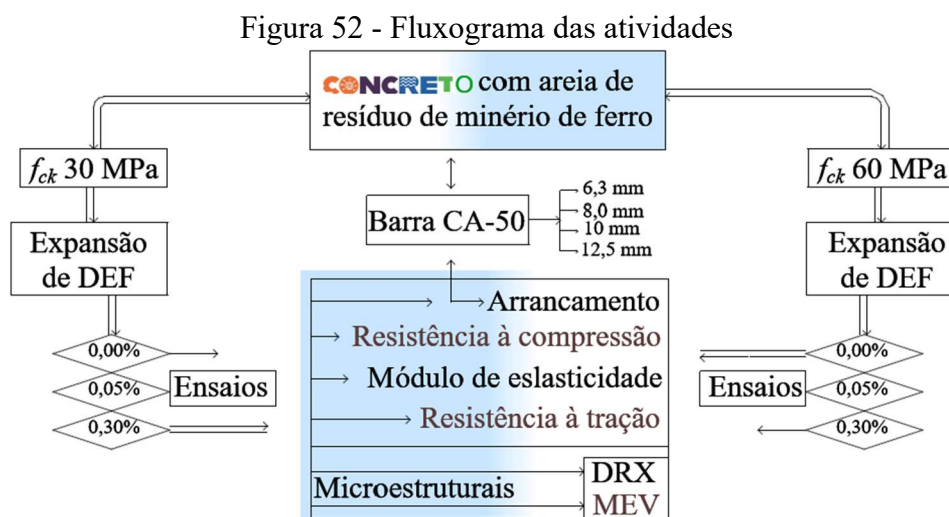
De acordo com Luo *et al.* (2022), o aumento da tensão de aderência é proporcional ao número de estribos na seção transversal. Nesse experimento, a curva tensão versus deslocamento dos corpos de prova afetados pelas expansões de RAS apresentou uma forma semelhante às curvas típicas de tensão-deslocamento. No início das expansões, a rigidez inicial da tensão de aderência em relação ao deslocamento na curva foi permaneceu constante. No entanto, à medida que as expansões aumentaram, essa rigidez começou a diminuir. Essa diminuição na rigidez está diretamente relacionada com o número de fissuras presentes no concreto antes do ensaio de arrancamento, tanto para as expansões de RAS quanto para as de DEF.

## 4 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Conforme mencionado no objetivo deste estudo, foi realizada uma análise do efeito da reação expansiva no concreto produzido com areia de minério de ferro no comportamento de aderência entre aço e concreto. A reação expansiva em questão foi aquela induzida pelo ataque interno de sulfato (DEF), considerando o tempo do estudo e a necessidade de obter rapidamente diferentes níveis desejados de expansão (0,05 e 0,30%).

O ensaio de arrancamento foi selecionado para essa análise devido à sua simplicidade de execução e à sua capacidade comprovada de avaliar o comportamento de aderência entre aço e concreto, como descrito anteriormente no capítulo 2.

No âmbito de realizar um estudo amplo do efeito de expansões de DEF no comportamento de aderência aço-concreto e como a aderência varia principalmente com os fatores como a resistência do concreto e os relacionados à barra, foram escolhidas duas resistências do concreto (30 e 60 MPa) e as barras para concreto armado (CA) de diâmetros de 6,3; 8,0; 10,0 e 12,5 mm. A resistência de 30 MPa foi escolhida devido ao seu amplo uso na construção civil, enquanto a de 60 MPa corresponde à classe mínima exigida para a produção de dormentes protendidos para ferrovias. Conforme exposto, o fluxograma na Figura 52 apresenta as condições e os ensaios que foram realizados nesse estudo.



Fonte: Autor (2024)

O nível de expansão de 0,05% de DEF é considerado próximo ao valor limite de expansão (0,04%) estabelecido pelo protocolo LCPC (2007). De acordo com esse protocolo, um traço de concreto que apresentar uma expansão superior ao limite estabelecido após cura

térmica e úmida, foi considerado não resistente ao ataque de sulfato. De acordo com estudo realizado por Deboucha *et al.* (2018), uma expansão de 0,30% de DEF considerada como um estágio inicial de expansão e não apresenta impacto negativo na resistência à compressão dos materiais cimentícios afetados por esse nível de expansão. No estudo de Jabbour (2019), o nível de expansão de 0,30%, no caso de ataque externo por sulfato, afetou negativamente a tensão de aderência embora tenha efeito positivo na resistência à compressão. Esses resultados foram avaliados em relação à aderência entre o aço e o concreto, produzido com areia de minério de ferro.

O ensaio de arrancamento foi acompanhado dos ensaios das propriedades do concreto de cada níveis de expansões, tais como resistência à compressão, à tração e o módulo de elasticidade. A Tabela 3 apresenta a quantidade de corpos de prova para cada ensaio.

Tabela 3 - Quantidade de corpos de prova por nível de expansão

Concreto	Diâmetro Ø (mm)	Ensaio de arrancamento	Resistência à Compressão	Resistência à tração	Módulo de elasticidade	DRX	MEV
fck 30 MPa	6,3	3	3	3	3	3	3
	8,0	3	3	3	3	3	3
	10,0	3	3	3	3	3	3
	12,5	3	3	3	3	3	3
fck 60 MPa	6,3	3	3	3	3	3	3
	8,0	3	3	3	3	3	3
	10,0	3	3	3	3	3	3
	12,5	3	3	3	3	3	3

Fonte: Autor (2024)

Para comprovar a presença de etringita nos corpos de prova, foram realizadas análises de difração de raios-X (DRX) e microscopia eletrônica de varredura (MEV).

A análise de raios-X identificou a presença de etringita no composto, enquanto a análise de MEV permitiu visualizar suas morfologias. Esses corpos de prova foram preparados a partir dos corpos de prova rompidos no ensaio mecânico.

Para cada diâmetro da barra, os corpos de prova dos níveis de expansões foram moldados na mesma mistura. Para isso, oito betonadas foram realizadas considerando as duas classes de concreto e os diâmetros da barra, sendo 4 betonadas para cada concreto (30 e 60 MPa), conforme apresentado na Tabela 4.



Tabela 4 - Quantidade de amostras para cada diâmetro da barra a cada mistura

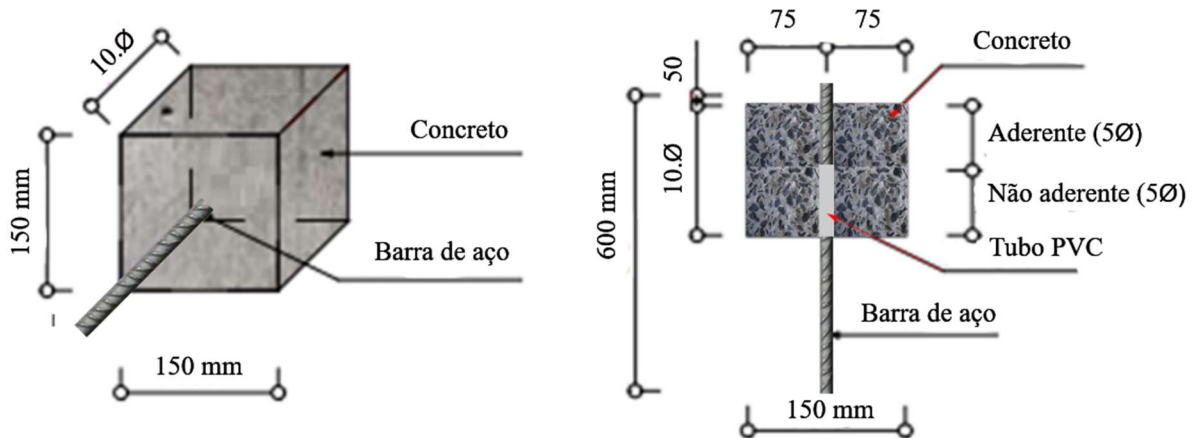
Nível de expansão (%)	Ensaio de arrancamento	Resistência à Compressão	Resistência à tração	Módulo de elasticidade
0,00	3	3	3	3
0,05	3	3	3	3
0,30	3	3	3	3

Fonte: Autor (2024)

#### 4.1 CONFECÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

Foram utilizadas formas de madeira para a confecção dos corpos de provas de arrancamento. Esses corpos de prova apresentaram uma geometria com seção transversal de 150 mm x 150 mm e profundidade de dez vezes o diâmetro da barra (10 $\phi$ ), sendo 5 $\phi$  destinados à região aderente, conhecida como comprimento de ancoragem, e 5 $\phi$  destinados à região não aderente, como pode ser visto na Figura 53.

Figura 53 - Geometria do corpo de prova dos ensaios de arrancamento



Fonte: Autor (2024)

As dimensões mencionadas foram selecionadas de acordo com o exposto no item 2.7 anterior, que abordava os ensaios de arrancamento realizados. Essas dimensões foram amplamente empregadas nos ensaios de arrancamento, representando a geometria predominante dos corpos de prova utilizados.

Seguindo as recomendações da norma EN 10080 (2005), a fim de garantir o comprimento de ancoragem da barra (5 $\phi$ ), foi incorporado um tubo de PVC na zona não

aderente. Por outro lado, os corpos de prova destinados aos ensaios de propriedades mecânicas foram moldados como cilindros, com um diâmetro de 100 mm e altura de 200 mm.

## 4.2 MATERIAIS

Os materiais utilizados neste estudo para a produção dos corpos de prova incluem os seguintes: cimento Portland, agregado, aditivo, além das barras passivas.

### 4.2.1 Cimento

O cimento utilizado neste estudo foi o cimento Portland de alta resistência inicial de tipo CP-V de marca Nacional. O cimento foi caracterizado quanto à sua massa específica de acordo com a norma ABNT equivalente a ASTM C150 (2022), apresentando um valor de 2,99 g/cm<sup>3</sup>. A composição química do cimento foi apresentada na Tabela 5.

Tabela 5 - Composição química do cimento CP-V

Componentes	CaO	SiO <sub>2</sub>	K <sub>2</sub> O	SO <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MgO	Na <sub>2</sub> O	Na <sub>2</sub> O <sub>eq</sub>
Quantidade (%)	65,98	18,81	0,77	3,32	3,01	4,85	0,55	0,11	0,61

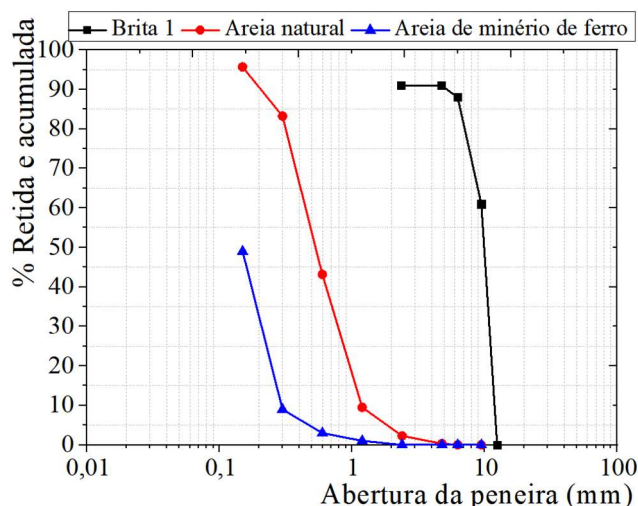
Fonte: Nacional (2024)

Para intensificar a cinética de expansão de DEF no concreto, o teor equivalente de álcalis (Na<sub>2</sub>O<sub>eq</sub>) foi aumentado de 0,61% para 1,25% adicionando hidróxido de sódio (NaHO) na proporção de 4,78 kg/m<sup>3</sup> aos traços do concreto. Essa modificação foi realizada com base no estudo de Jebli *et al.* (2021).

### 4.2.2 Agregados

Foram utilizados na produção do concreto, agregado graúdo corresponde a brita 1 de basalto e agregado miúdo como areia média e areia de minério de ferro, que foram caracterizados em ensaio de granulometria (Figura 54) conforme a norma ASTM C136 (2019), como equivalente ABNT NBR 16606 (2018). A Composição química da areia de resíduo de minério de ferro está apresentada na Tabela 6.

Figura 54 - Curvas granulométricas dos agregados



Fonte: Autor (2024)

Tabela 6 - Composição química da areia de resíduo de minério de ferro

Composto	Concentração (%)
SiO <sub>2</sub>	85,14%
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	12,93%
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0,37%
Outros	0,37%

Fonte: DurAE

Também foi determinada a massa específica dos agregados segundo a norma ASTM C128 (2022), ABNT NM 52 (2003) e ABNT NBR 248 (2001), conforme apresentado na Tabela 7.

Tabela 7 - Propriedades físicas dos agregados

Agregado	Dimensão máxima (mm)	Módulo de finura	Massa específica (g/cm <sup>3</sup> )
Brita 1	19,1	6,36	2,89
Areia natural	2,4	2,34	2,55
Areia de minério de ferro	0,6	0,62	2,89

Fonte: Autor (2024)

Com base nos resultados, o agregado graúdo foi classificado como brita 1, e a areia natural, conforme suas características, foi classificada como areia fina, de acordo com a ABNT NBR 7211 (2022), devido ao módulo de finura inferior a 2,40, embora próximo do limite. Já a areia proveniente de resíduo de minério de ferro foi classificada como fíler ou material pulverulento, em função de seu módulo de finura extremamente baixo.

### 4.2.3 Aditivo

Para reduzir a quantidade de água no concreto, mantendo o abatimento, foi adicionado o aditivo líquido superplastificante Master Glenium 3500 da BASF.

O aditivo utilizado é composto por policarboxilatos e não contém cloretos. Foi empregado na proporção de 1% em relação à quantidade de cimento para concreto 30 e 60 MPa.

### 4.2.4 Barra

Os diferentes diâmetros da barra foram caracterizados em ensaio de tração na máquina universal EMIC seguindo a norma ASTM A370 (2021), sendo ABNT NBR 6349 (2022) seu equivalente. Para cada diâmetro, três amostras foram ensaiadas e os valores médios foram determinados. Tabela 8 apresenta os resultados obtidos nas barras CA 50.

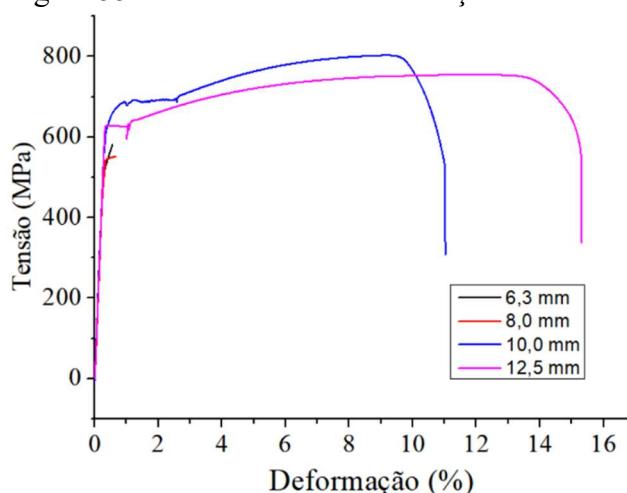
Tabela 8 - Propriedades mecânicas das barras CA 50

Diâmetro (mm)	Limite de escoamento (MPa)	Limite de resistência (MPa)	Modulo de elasticidade (GPa)	Alongamento em $10\Phi$ (%)
6,3	550,46	590,53	215,74	11,11
8,0	540,39	583,87	207,73	14,94
10,0	654,20	803,16	201,60	12,00
12,5	612,22	744,10	203,78	12,00

Fonte: Autor (2024)

De fato, devido ao fato de que o clip da máquina não permite a fixação de barras com diâmetro inferior a 10 mm, foram utilizados extensômetros para monitorar a deformação resultante das cargas de tração. O monitoramento foi restrito na fase elástica, pois os extensômetros não conseguiram acompanhar além dessa fase durante o ensaio, conforme ilustrado na Figura 55.

Figura 55 - Curvas tensão-deformação das barras



Fonte: Autor (2024)

É importante destacar que, as propriedades mecânicas das barras seguiram os requisitos da norma ABNT NBR 7480 (2022), em qual o alongamento após a ruptura deve ser 8% mínimo.

### 4.3 DEFINIÇÃO DOS TRAÇOS

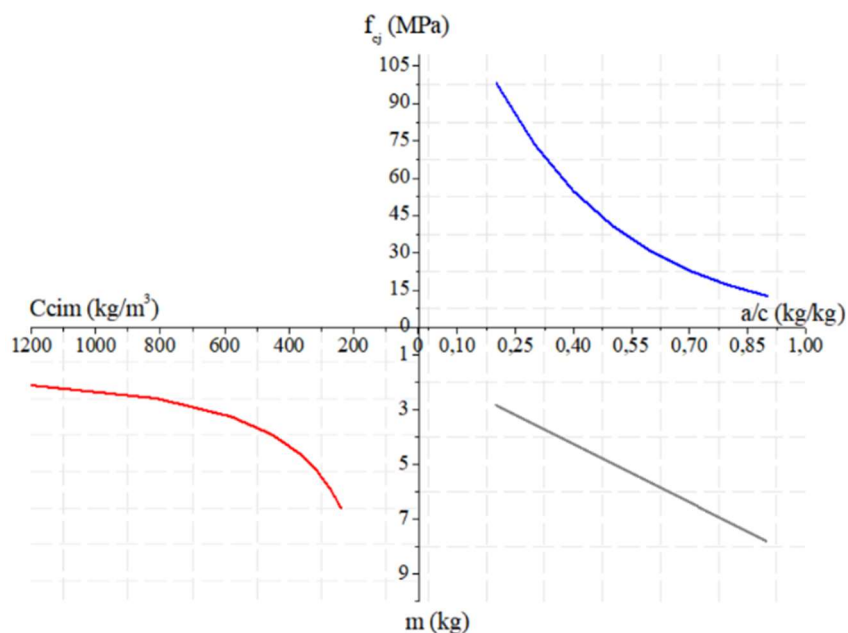
Os traços para as resistências de 30 e 60 MPa foram definidos após um estudo de dosagem, no qual foi utilizado uma proporção de 65% de areia de minério de ferro. Durante esse estudo, o teor ideal de argamassa foi determinado com o objetivo de obter uma mistura coesa, sem exsudação. Para determinar o teor de argamassa, foram adicionados incrementalmente 3% de argamassa à mistura original. Por meio de observações visuais e manipulação do concreto com uma colher de pedreiro, identificou-se que o teor de 55% de argamassa apresentou uma coesão e trabalhabilidade satisfatórias.

Foram estabelecidos três traços de concreto: pobre, intermediário e rico com proporções de 1:5,25, 1:4,5 e 1:3,75 respectivamente. Os materiais foram misturados de acordo com esses traços e submetidos ao teste de abatimento, conforme a norma ASTM C143 (2020) e ABNT 16889 (2020). Nos ensaios, os traços pobre e rico apresentaram um abatimento de 200 mm, classificando-se como concreto fluido, de acordo com os critérios das normas.

Posteriormente, para cada traço, foram moldados corpos de prova destinados aos ensaios de resistência à compressão nas idades de 1, 7, 14 e 28 dias. Seguindo a abordagem de Ribeiro (2021), os resultados foram ajustados com base nas Leis de Abrams (1918), Lyse (1932) e

Priszkulnik e Kirilos (1974). Com esses ajustes, foi possível construir o diagrama de dosagem, ilustrado na Figura 56.

Figura 56 - Diagrama de dosagem



Fonte: Autor (2024)

Com base no diagrama de dosagem, foram estabelecidos dois traços para os concretos com resistência à compressão de 30 e 60 MPa aos 28 dias. Os consumos de materiais correspondentes a esses traços estão detalhados na Tabela 9.

Tabela 9 - Consumo de materiais para 1 m<sup>3</sup> de concreto

Traço	Concreto 30 MPa	Concreto 60 MPa
Cimento (Kg)	335,65	449,29
Brita1 (Kg)	989,04	1014,45
Areia de minério de ferro (Kg)	567,56	759,72
Areia natural (Kg)	305,61	113,45
Sulfato de Sódio (Kg)	4,78	4,78
Água (Kg)	196,10	148,27
Teor de aditivo (%)	1,00	1,00

Fonte: Autor (2023)

## 4.4 MOLDAGEM E CURA DOS CORPOS DE PROVAS

Os corpos de prova para os ensaios de arrancamentos e ensaios das propriedades mecânicas do concreto foram moldados e procedidos de cura, com os traços ideais obtidos dos dois concretos ( $f_{ck}$  30 e 60 MPa). Inicialmente, foram realizados ensaios da consistência do concreto usando o método de abatimento do tronco de cone, conforme estabelecido na norma ASTM C143 (2020) e ABNT 16889 (2020). Em seguida, foi executado o procedimento de moldagem e cura de corpos de prova com as especificações da norma ASTM C192 (2019).

### 4.4.1 *Corpos de prova sem expansão*

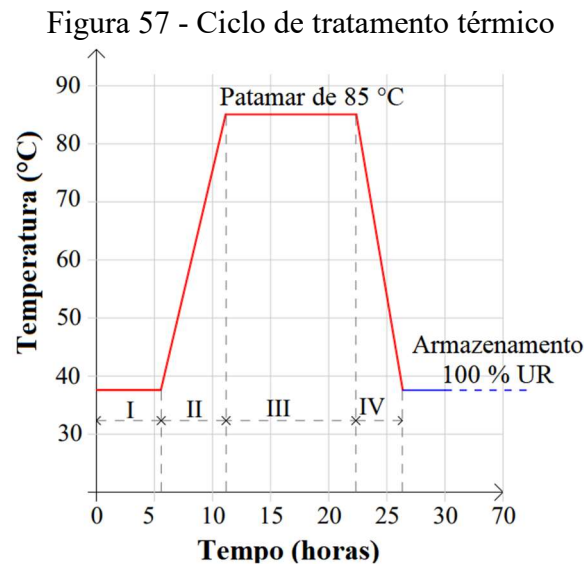
Conforme esclarecidos nos objetivos específicos desse estudo, foram conduzidos ensaios de arrancamento em corpos de prova sem expansão. Foram moldados um total de vinte e quatro (24) corpos de prova sem expansão, variando a resistência à compressão do concreto e o diâmetro da barra, conforme indicado na Tabela 3. Os corpos de provas seguiram uma geometria, conforme a Figura 53.

### 4.4.2 *Corpos de prova com expansão*

Foram moldados mais 48 corpos de prova para o ensaio de arrancamento, diferentemente dos corpos de prova sem expansão. Estes corpos de prova foram a mesma geometria descrita anteriormente (Figura 53), porém, foram afetados por diferentes níveis de expansão de DEF: 0,05 e 0,30%. Dessa forma, para cada conjunto de 24 corpos de prova mencionados no item 4.4.1 (corpo de prova sem expansão), mais 24 corpos de prova foram moldados para cada nível de expansão (0,05 e 0,30%), totalizando 48 corpos de prova adicionais.

Para garantir o desenvolvimento de expansão de DEF, todos os 48 corpos de prova foram submetidos a um processo de cura numa câmara com umidade relativa 100%, após um tratamento térmico por 28,6 horas. Este tratamento térmico consistiu em quatro fases, durante as quais a umidade relativa foi mantida próxima da saturação. Após a fabricação dos corpos de prova, eles foram colocados em uma câmara e posteriormente, permitindo a imposição do ciclo térmico. As quatro fases foram estabelecidas com base nas recomendações do protocolo LCPC (2007), conforme ilustrado na Figura 57:

- Fase I: pré-tratamento por 6 horas a 38 °C na câmara;
- Fase II: elevação da temperatura de 38 para 85 °C por 6 horas;
- Fase III: um patamar de 12 horas a 85 ± 2 °C;
- Fase IV: retorno à temperatura 38 °C por aproximadamente 4,5 horas.



Fonte: Autor (2024) baseado em LCPC (2007)

O pré-tratamento por 6 horas a 38 °C na câmara tinha como objetivo acelerar a cura para permitir a desforma dos corpos de prova antes o resto do ciclo de tratamento térmico. A duração total do ciclo térmico foi de 28,6 horas (ou 1,5 dias). Foi realizado um sistema de registro de temperatura para acompanhar o histórico de temperatura durante o ciclo térmico imposto pelo tanque programável e monitorar a evolução da temperatura. Para isso, o tanque programável foi equipado com termopares que foram conectados a um dispositivo de aquisição de dados.

Esse sistema permitiu o registro preciso das temperaturas ao longo do tempo, fornecendo informações importantes para análise posterior. A Figura 58 ilustra o tanque utilizado para realizar o ciclo de tratamento térmico, conforme apresentado na Figura 57.



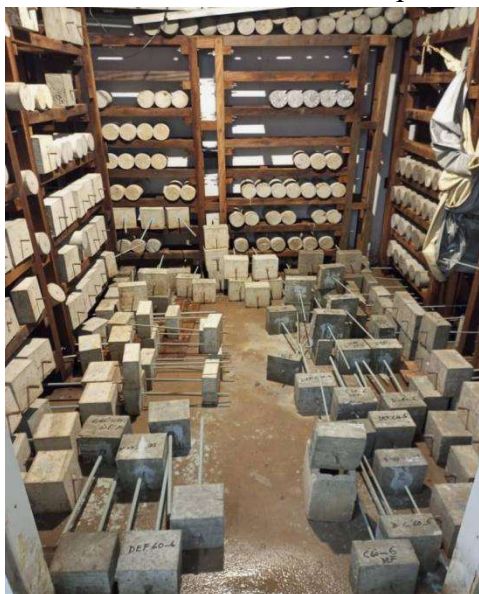
Figura 58 - Tanque programável para o ciclo de tratamento térmico



Fonte: Estação da DurAE

A fim de evitar a corrosão da barra de ambos os lados do corpo de prova durante a cura térmica e o armazenamento, foram aplicadas três camadas de tinta antiferrugem conforme Yang *et al.*, 2022 (Figura 59).

Figura 59 - Armazenamento dos corpos de prova



Fonte: Autor (2024)

Após o tratamento térmico, os corpos de prova foram mantidos na câmara com 100% de umidade relativa (UR) e, em seguida, foram equipados com pinos de medição das expansões. O controle do nível de expansão foi realizado quinzenalmente durante o armazenamento.

## 4.5 MEDIÇÃO DAS EXPANSÕES

Foram instalados múltiplos pares de pinos de aço inoxidável nos corpos de prova de arrancamento e nos cilíndricos para monitorar as alterações no comprimento causadas pela expansão de DEF. Esses pinos foram utilizados para efetuar a medição das expansões.

A Tabela 10 apresenta a quantidade de corpos de prova de medição das expansões.

Tabela 10 - Quantidade dos corpos de prova para medição das expansões

Nível de expansão (%)	Amostra de medição (arrancamento)	Amostra de medição (cilíndrico)
0,00		
0,05	3	3
0,30		

Fonte: Autor (2024)

Os corpos de prova de medição de arrancamento tiveram uma geometria quadrada de 15 x 15 cm, e um comprimento de 20 cm assim como o cilindro, e teve incorporada cada diâmetro de barra, onde os pinos de medição foram fixados a uma distância de 2,5 cm da barra. Baseado no trabalho de Li et al. (2020), os pinos foram fixados em duas faces dos corpos de prova, no sentido longitudinal, para formar várias linhas de medição na direção da barra. O comprimento inicial entre os pinos, após a fixação foi medido conforme apresentado na Figura 60 e as variações desse comprimento permitiram avaliar a expansão devido à DEF.

Figura 60 - Disposição dos pinos de medição para as expansões



Fonte: Autor (2024)

As medições das expansões foram efetuadas utilizando um extensômetro numérico em cada amostra, a cada duas semanas, durante os primeiros dois meses de armazenamento sob condições de umidade relativa de 100% após o ciclo de tratamento térmico (Figura 61). Posteriormente, as medições serão realizadas semanalmente.

Figura 61 - Medição das expansões pelo extensômetro



Fonte: Autor (2024)

Para realizar as medições, os ponteiros do extensômetro foram inseridos nos orifícios da barra de referência, que é uma barra padrão de 175 mm, para o teste de calibração. Em seguida, os ponteiros foram retirados e inseridos nos orifícios dos pinos da mesma linha de medição, a fim de registrar o espaçamento entre eles em micrômetros. O processo de medição, seja no momento inicial ou em cada ponto de medição posterior, foi realizado três vezes consecutivas para cada linha de medição, totalizando 12 e 09 medições em cada amostra, respectivamente (arrancamento e cilíndrico). Em seguida foi determinado a média das medições para cada corpo de prova individual e, posteriormente, para os três corpos de prova. A expansão ao longo de uma linha de medição foi calculada utilizando a Equação 33.

$$Exp = \frac{lf - li}{li}$$

Equação 33

Onde:

*Exp*: Expansão medida em uma data t, em porcentagem;

*lf*: Comprimento entre os dois pinos da geratriz considerada medida no tempo t, em mm;

*li*: Comprimento inicial entre os pinos da geratriz considerada 10 cm.

Finalmente, o valor médio das expansões das linhas geratrizes fornecerá a expansão média na amostra.

## 4.6 ENSAIOS

### 4.6.1 *Propriedades mecânicas do concreto*

Para acompanhar as propriedades do concreto circundante a barra no corpo de prova de arrancamento, foram realizados o ensaio de resistência à compressão, à tração por compressão diametral e o módulo de elasticidade a cada nível de expansão de DEF seguindo as recomendações da norma ASTM C39 (2021), ASTM C496 (2017) e ASTM C469 (2022), cujos seus equivalentes são ABNT NBR 5739 (2018), ABNT NBR 7222 (2011) e ABNT NBR 8522 (2022) respectivamente. Após a alcance de cada nível de expansão, os corpos de prova previstos (Tabela 4) foram retificados para uma distribuição uniformizadas da carga aplicada na superfície diametral durante o ensaio. Foi realizado a medição das dimensões reais do diâmetro dos corpos de prova. Posteriormente, os corpos de prova foram submetidos a uma carga de compressão.

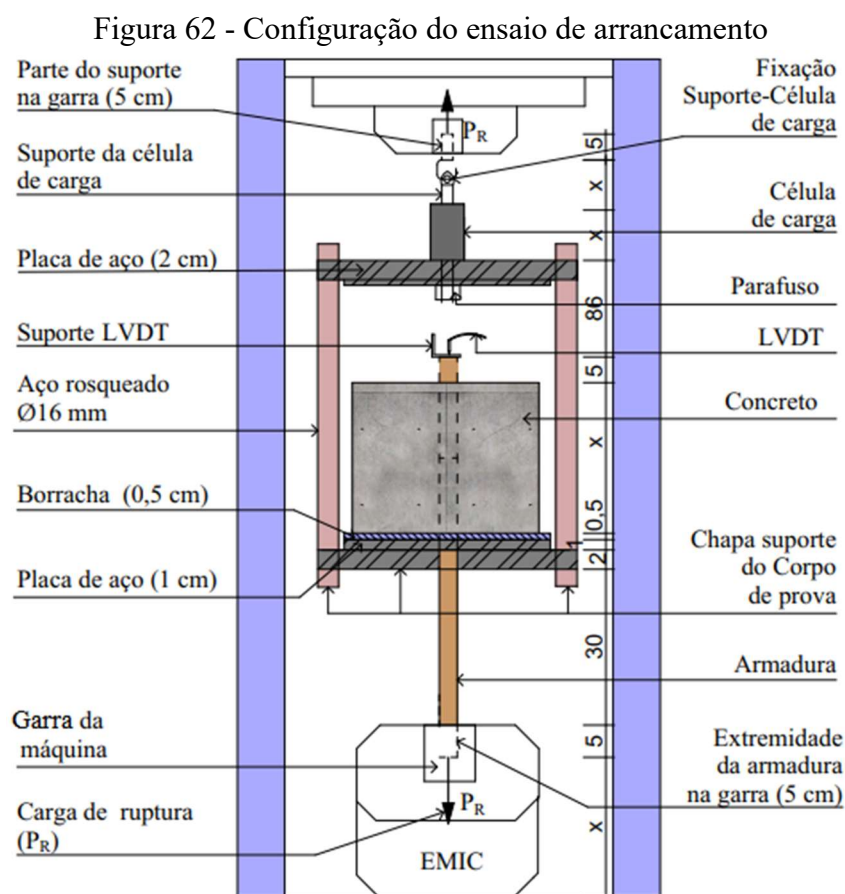
### 4.6.2 *Ensaio de arrancamento*

O objetivo desse ensaio foi de estudar a aderência aço-concreto sob a influência da formação de etringita tardia (DEF), segundo as diretrizes da norma EN 10080 (2005), uma norma relevante baseada no RILEM RC 6 (1983). Foi ensaiado um total de 72 corpos de prova, sendo 24 corpos de prova por nível de expansão de DEF (0,00, 0,05 e 0,30%). Os ensaios foram realizados variando a resistência à compressão do concreto e o diâmetro das barras, conforme detalhado na Tabela 3. Após o período de cura em condições normais (28 dias de armazenamento a 24 °C), os corpos de prova que não apresentarem expansão (0,00%) foram submetidos diretamente aos ensaios de arrancamento da barra (*pull-out test*) com o objetivo de analisar o comportamento da aderência entre o aço e o concreto. Os demais corpos de prova foram submetidos aos ensaios após atingirem os níveis de expansão de DEF (0,05 e 0,30%).

Com o objetivo de atingir esse propósito, foi fabricada uma chapa de apoio com barras rosqueadas de diâmetro 16 mm e duas placas de aço fixadas por parafusos. As propriedades

mecânicas das barras rosqueadas foram previamente determinadas por meio de ensaios de tração. Para monitorar as cargas aplicadas e os deslocamentos da barra nos corpos de prova durante o ensaio de arrancamento, uma célula de carga de tração, com capacidade máxima de 50 kN, foi adaptada na placa superior da chapa de apoio através de um parafuso. Essa escolha foi feita para garantir uma fixação consistente da chapa em todos os corpos de prova, levando em consideração as cargas teóricas de ruptura de cada barra presente nos corpos de prova.

O ensaio de arrancamento foi realizado de acordo com as recomendações da norma EN 10080 (2005). A chapa de apoio foi fixada ao suporte metálico adaptado na garra superior da máquina instron por meio do acessório da célula de carga. Os corpos de prova foram colocados na placa inferior da chapa, com a extremidade da barra fixada na garra inferior da máquina, penetrando cerca de 5 cm. Após o posicionamento dos corpos de prova, a chapa foi nivelada para evitar qualquer movimento durante o ensaio. É importante ressaltar que foi deixado um espaço mínimo de 10 cm entre o corpo de prova e a placa superior da chapa para acomodar o transformador diferencial de variação linear (LVDT), utilizado para monitorar os deslocamentos da barra nos corpos de prova, conforme ilustrado nas Figura 62 e 63.



Fonte: Autor (2024) baseado em EN 10080 (2005)

Figura 63 - Configuração do ensaio de arrancamento em laboratório



Fonte: Autor (2024)

Durante o ensaio, a barra de aço foi submetida a uma carga de tração que foi aplicada gradualmente, a uma taxa de 1 mm/mn, até a ruptura do corpo de prova.

As cargas de tração e os deslocamentos resultantes das barras foram registrados por meio do equipamento de aquisição de dados (HBM). Esses ensaios permitiram a análise das cargas de ruptura e dos deslocamentos relativos (*bond-slip*) entre a barra de aço e o concreto, possibilitando a construção das curvas de tensão/carga *versus* deslocamento. Para determinar a capacidade adequada da célula de carga, foi consultada a Tabela 11, que apresenta a carga teórica de ruptura de cada diâmetro de barra, levando em consideração a resistência do concreto.

Tabela 11 - Estimação da carga teórica de ruptura de cada diâmetro da barra.

Carga teórica de ruptura estimada em kN				
	6,3 mm	8,0 mm	10,0 mm	12,5 mm
30 MPa	4,06	6,55	10,23	15,99
60 MPa	6,45	10,39	16,24	25,38

Fonte: Autor (2024)

As cargas teóricas de ruptura foram calculadas com base na Equação 7 apresentada no item 2.4 do capítulo 2, juntamente com a Equação 9.

#### 4.6.3 *Análises microestruturais do concreto*

As fases presentes no concreto com diferentes níveis de expansão de DEF foram analisadas por meio de difração de raios-X (DRX), enquanto a morfologia dessas fases foi investigada por microscopia eletrônica de varredura (MEV).

Para DRX, as amostras passaram por uma sequência de etapas de preparação: desintegração na máquina universal de ensaio EMIC, o agregado foi separado da pasta e foram moídos separadamente em moinhos de discos oscilantes da marca Herzog. Em seguida, foram peneiradas e manualmente padronizadas em peneira de inox com abertura de malha de 75  $\mu\text{m}$ . Após essa etapa, as amostras foram armazenadas em sacos plásticos impermeáveis e potes plásticos com tampa. Todo esse processo foi realizado separadamente para cada nível de expansão e composto dos diferentes corpos de prova mecânicos (arrancamento, compressão, tração e módulo de elasticidade), conforme indicado na Tabela 3. As análises de DRX de todas as amostras foram executadas no Laboratório Multiusuário do Instituto de Química da Universidade Federal de Uberlândia. Para essas análises, foi utilizado um equipamento SHIMADZU modelo XDR6000, com radiação  $\text{CuK}\alpha$  (1,540 Å). O intervalo  $2\theta$  utilizado foi entre  $5^\circ$  e  $70^\circ$ , com um passo de  $0,02^\circ$ , e cada passo teve um tempo de contagem de 2 segundos. A velocidade de varredura foi de  $2^\circ/\text{min}$ . Os difratogramas obtidos foram comparados com o banco de dados *Inorganic Crystal Structure Database* (ICSD).

Quanto ao ensaio de MEV, as amostras foram extraídas dos testemunhos de concreto dos ensaios mecânicos com o auxílio de uma serra de bancada utilizando o método de corte úmido. Essa extração foi realizada abrangendo cada nível de expansão dos ensaios mecânicos realizados inicialmente (arrancamento, compressão, tração e módulo de elasticidade), conforme indicado na Tabela 3. Para cada ensaio mecânico, foram cortadas três amostras com dimensões de  $1 \text{ cm}^2$ , que foram reunidas. Os testemunhos de MEV para cada nível de expansão foram escolhidos aleatoriamente. Após o corte, as amostras foram limpas em água corrente para remover qualquer material depositado na superfície e, em seguida, foram secas em estufa a  $50 \text{ }^\circ\text{C} \pm 1 \text{ }^\circ\text{C}$  até atingirem massa constante. Em seguida, as amostras foram recobertas com uma camada de ouro utilizando o equipamento Leica EM SCD050. As análises foram realizadas utilizando o microscópio modelo Vega3, da marca TESCAN, localizado no laboratório de

Multiusuários do Instituto de Química da UFU (IQ/UFU). Em cada amostra, foi observada a morfologia das partículas, bem como a identificação e mapeamento dos elementos químicos, com ênfase nos cristais de etringita.

## 4.7 ANÁLISE ESTATÍSTICA

A análise estatística foi dividida em duas etapas. A primeira etapa abordou a medição dos diferentes níveis de expansão, enquanto a segunda etapa investigou o efeito desses níveis de expansão na carga ou tensão de arrancamento.

Os dois níveis de expansão de DEF (0,05 e 0,30%) foram analisados estatisticamente com base nos tempos de alcance. A análise começou com um tempo de 28 dias, no qual as medições de expansão para os dois níveis foram comparadas. Os dados foram divididos em três grupos (A, B e C) e uma análise de variância (teste de ANOVA) foi conduzida para identificar possíveis discrepâncias entre os grupos. Se fosse encontrada ao menos uma diferença significativa entre os grupos, um teste post hoc (teste de Tukey) seria utilizado para comparar todas as combinações possíveis de grupos e determinar diferenças estatisticamente significativas entre eles. A padronização, formatação e apresentação dos dados foram realizadas por meio de tabelas. A análise estatística seguiu as seguintes etapas:

- escolha de nível de significância de 5% ( $\alpha = 0,05$ );
- identificação de valores discrepantes (*outliers*) por meio de uma análise de *box plot*;
- cálculo de medidas de tendência central e dispersão;
- verificação da independência dos grupos de dados. Se for identificado alguma dependência entre os grupos analisados, foram utilizados testes estatísticos para dados pareados;
- verificação da distribuição dos dados (normalidade) e homogeneidade das variâncias por meio dos testes de Shapiro-Wilk e Levene, respectivamente. Se essas hipóteses não forem satisfeitas, foram utilizados testes não paramétricos;
- análise de variância (ANOVA) para determinar se existem diferenças significativas entre as médias dos grupos independentes;



- teste *post hoc* (teste de Tukey) foi usado se pelo menos uma diferença significativa for encontrada na ANOVA, permitindo comparações detalhadas entre as médias dos grupos e controlando o erro global do teste.

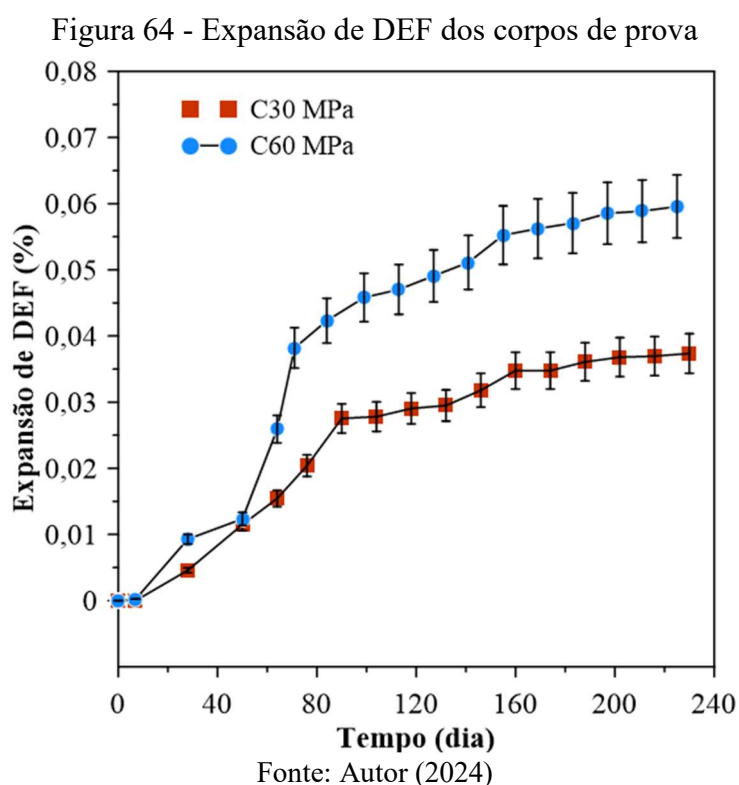
Para a análise do efeito dos níveis de expansão na carga ou tensão de arrancamento, as mesmas etapas iniciais foram seguidas, mas foi analisada a possível correlação entre as variáveis. A interpretação dos resultados estatísticos foi complementada por estudos da literatura que analisam o efeito da formação de etringita tardia na aderência aço-concreto com diferentes diâmetros de barras.

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Na sequência, serão apresentados os resultados da medição de expansão, os resultados dos ensaios mecânicos, bem como os ensaios de arrancamento para cada nível de expansão, as análises microestruturais e a avaliação estatística realizada.

### 5.1 Variação Longitudinal

As medições realizadas nos corpos de prova curados a 85 °C e armazenados a 100% de umidade relativa estão apresentadas na Figura 64.



Conforme apresentado na Tabela 1 no capítulo anterior, a literatura indica que, com um tratamento térmico na faixa de 80 a 90 °C, uma expansão de 0,3% de DEF geralmente surge após um período de monitoramento entre 55 e 100 dias. Neste estudo, até 230 dias de monitoramento (Figura 64), o concreto com traço C30 não atingiu o primeiro nível de expansão definido, que é de 0,05%. A principal justificativa para o atraso na expansão dos traços foi a presença de íons aluminatos na areia de resíduo de minério de ferro. A tendência de expansão de DEF em qualquer traço submetido a maior temperatura durante sua hidratação está

relacionada ao fator da razão sulfato sobre aluminato, conforme discutido no Capítulo 3. A razão  $(SO_3)^2/Al_2O_3$  do cimento CP V utilizado foi 2,27, superior a 2, o que pode acelerar a expansão de DEF. No entanto, ao incorporar 65% de areia de resíduo de minério de ferro nos traços, a quantidade de aluminato adicionada à quantidade de aluminato do cimento fez com que a razão  $(SO_3)^2/Al_2O_3$  do traço não atingisse o requisito mínimo da literatura, que é 2. Devido a isso, o estudo foi realizado com 0,00% de expansão de DEF para as classes de concreto C30 e C60 MPa, e 0,05% apenas para a classe C60 MPa.

## 5.2 Propriedades mecânicas do concreto

A Tabela 12 apresenta os resultados das diferentes moldagens realizadas no estudo. Conforme ilustrado nessa tabela, 0,00% DEF significa o ensaio realizado aos 28 dias após a moldagem.

Tabela 12- Resultado dos ensaios mecânicos dos concretos

Classe	Resistência à compressão $f_c$ (MPa)	Resistência à tração $f_{ct}$ (MPa)	Módulo de elasticidade E (GPa)
C30 - 0,00% DEF	29,58 ± 0,38	3,24 ± 0,17	35,11 ± 1,2
C60 - 0,00% DEF	63,82 ± 1,5	4,72 ± 0,37	46,12 ± 1,24
C60 - 0,05% DEF	74,27 ± 2,22	4,80 ± 0,27	46,1 ± 0,90

Fonte: Autor (2024)

Os dados das propriedades mecânicas do concreto na Tabela 12 para C30 mostraram valores próximos aos resultados de PROTASIO et al. (2021). A resistência à compressão e o módulo de elasticidade no estudo referenciado foram de 36,37 MPa e 33,35 GPa, respectivamente. É importante destacar que o consumo de cimento (336 kg/m<sup>3</sup>) no estudo de Protasio *et al.* (2021) para uma substituição de 30% do resíduo de minério de ferro foi igual ao aplicado (Tabela 7) neste estudo para uma substituição de 65%.

Após 130 dias de monitoramento de expansão, as moldagens de C60 MPa atingiram o primeiro nível de expansão do estudo, que é 0,05%.

A fim de estimar o ganho de resistência à compressão, foram ensaiados três corpos de prova do nível de 0,00% de expansão no mesmo dia do ensaio do nível de 0,05% de expansão. Os resultados foram  $70,60 \pm 2,07$  MPa. Ao comparar esse valor com o do C60 - 0,05% DEF, observou-se que o ganho de resistência para 0,05% de expansão foi de 3,67 correspondendo a 4,29%.

### 5.3 Ensaio de arrancamento

A Tabela 13 apresenta as cargas finais média dos ensaios experimentais ( $P_{ue}$ ), a tensão última média de aderência ( $\tau_u$ ), o deslizamento (S), o desvio padrão (SD), o coeficiente de variação (CoV) e o modo de ruptura dos corpos de prova C30 MPa ensaiados aos 28 dias após a moldagem, correspondendo ao nível de expansão de 0,00% de DEF. A tensão de aderência foi calculada com o diâmetro efetivo da barra ( $\emptyset$  efetivo).

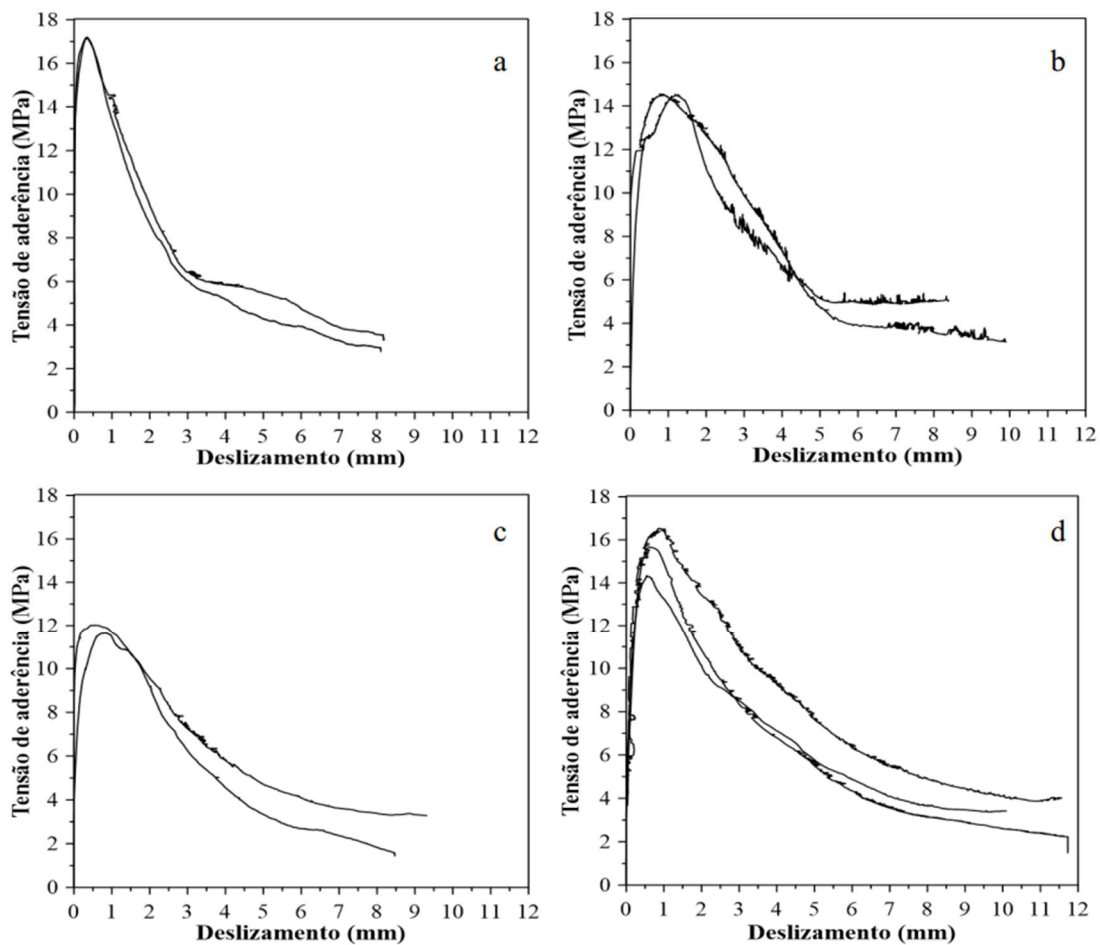
Tabela 13 - Resultado dos ensaios de arrancamento com concreto C30 MPa

$\emptyset$ (mm)	$\emptyset$ efetivo (mm)	$P_{ue}$ (kN)	$\tau_u$ (MPa)	DP	CoV (%)	$S_u$ (mm)	Tipo de ruptura
6,35	6,22	10,87	17,90	0,02	0,08	0,35	Arrancamento
8	7,92	14,69	14,91	0,05	0,31	0,98	Arrancamento
10	9,86	18,56	12,16	0,19	1,61	0,65	Arrancamento
12,5	12,45	38,04	15,63	2,21	5,81	0,68	Arrancamento

Fonte: Autor (2024)

Ao analisar a Tabela 13, notamos que a carga de ruptura aumentou com o aumento do diâmetro da barra, enquanto a tensão média de aderência aço-concreto diminuiu com o aumento do diâmetro da barra. Para todos os corpos de prova, o deslizamento da barra no pico de aderência foi inferior ao valor estipulado pelo CEB-FIP (2010) para ruptura de arrancamento (1mm). Isso indica uma maior rigidez da interface entre aço e concreto de areia de minério de ferro, conforme ilustrado nas curvas tensões versus deslizamento das barras (Figura 65).

Figura 65- Curva tensão *versus* deslizamento dos C30 MPa: 6,3 mm (a), 8 mm (b), 10 mm (C) e 12,5 mm (d)



Fonte: Autor (2024)

Como pode ser visto na Figura 65, para cada diâmetros, foram realizados três ensaios de arrancamento. Nas barras 6,3, 8 e 10 mm um corpo de prova foi destacado por falha no ensaio. A Tabela 14 apresenta os resultados dos ensaios de arrancamento dos corpos de prova C60 MPa ensaiados a 28 dias para o nível de expansão 0,00% de DEF. Ao contrário a Tabela 13, notamos que a carga de ruptura assim como a tensão última de aderência aumentou com o aumento do diâmetro da barra. Essa diferencia evidencia a importância da resistência do concreto circundante à barra na resistência de aderência principalmente no concreto produzindo com areia de resíduo de minério de ferro.

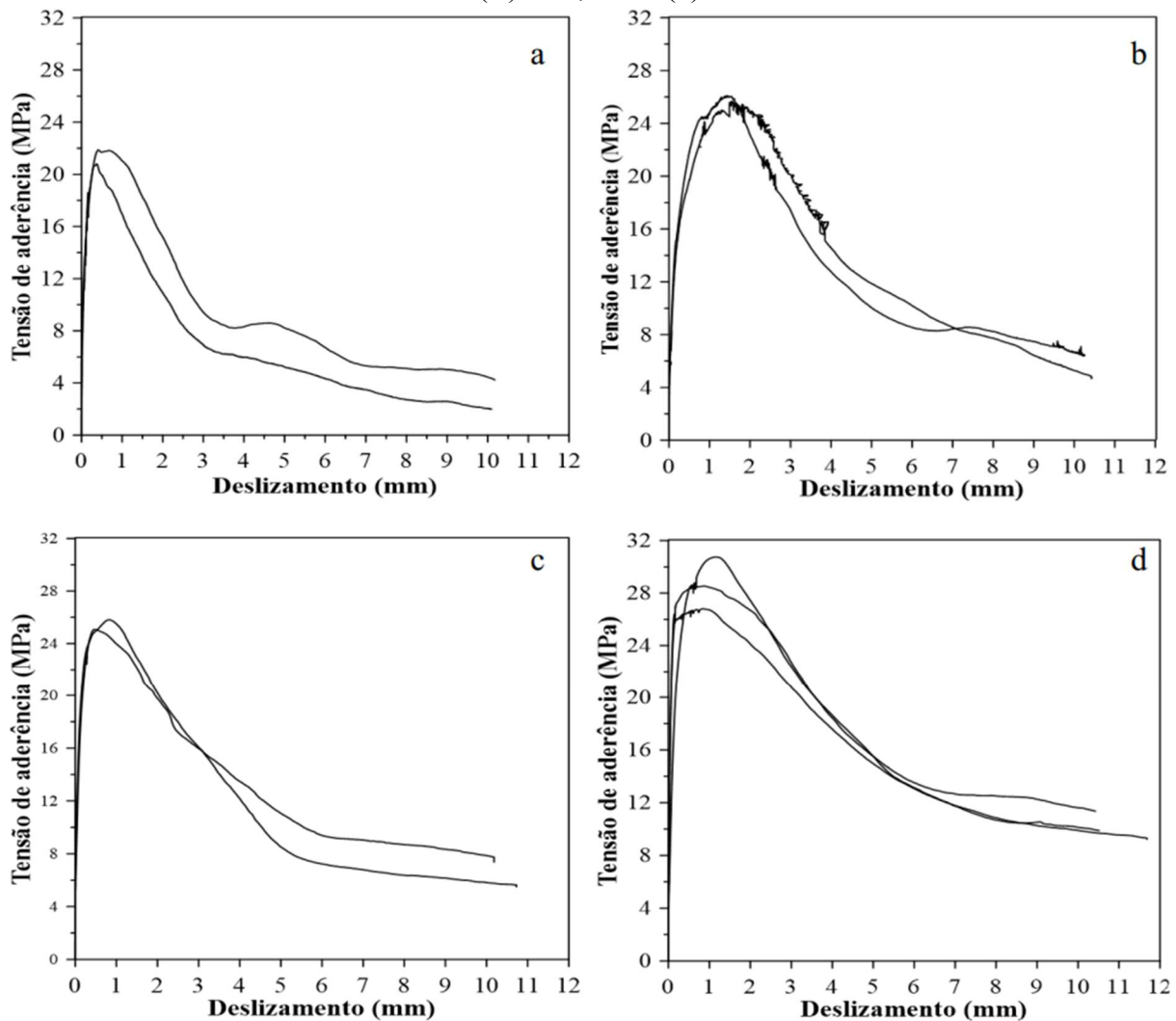
Tabela 14 - Resultado dos ensaios de arrancamento com concreto C60 MPa sem expansão

$\varnothing$ (mm)	$\varnothing$ efetivo (mm)	Pue (kN)	$\tau_u$ (MPa)	DP	CoV (%)	Su (mm)	Tipo de ruptura
6,35	6,22	13,28	21,87	0,32	2,37	0,54	Arrancamento
8	7,92	25,88	26,27	0,2	0,8	1,49	Arrancamento
10	9,86	39,94	26,18	0,37	1,45	0,65	Arrancamento
12,5	12,45	70,27	28,88	4,01	5,72	0,92	Arrancamento

Fonte: Autor (2024)

Basicamente a tensão de aderência foi aumentada de 36% quando o diâmetro da barra foi de 6,3 a 12,5 mm. Conforme discutido no Capítulo 2, o tipo de concreto pode ter um impacto significativo no efeito do diâmetro da barra na tensão de aderência. Esse resultado está de acordo ao resultado no estudo realizado por Wang et al. (2021). Com concreto de alta resistência à compressão (105,2 e 124,8 MPa), foram observados que o aumento do diâmetro da barra de 16 para 20 e 25 mm resultou em um aumento médio da tensão de aderência de 6,58 e 15,9%, respectivamente. Os autores justificaram que o aumento do diâmetro da barra resultou em maior altura e espaçamento das nervuras, o que aumenta a interação mecânica entre as nervuras da barra e o concreto, superando o deslizamento causado pela carga de tração. As curvas tensões versus deslizamento das barras estão apresentadas na Figura 66.

Figura 66 - Curva tensão *versus* deslizamento dos C60 MPa: 6,3 mm (a), 8 mm (b), 10 mm (C) e 12,5 mm (d)

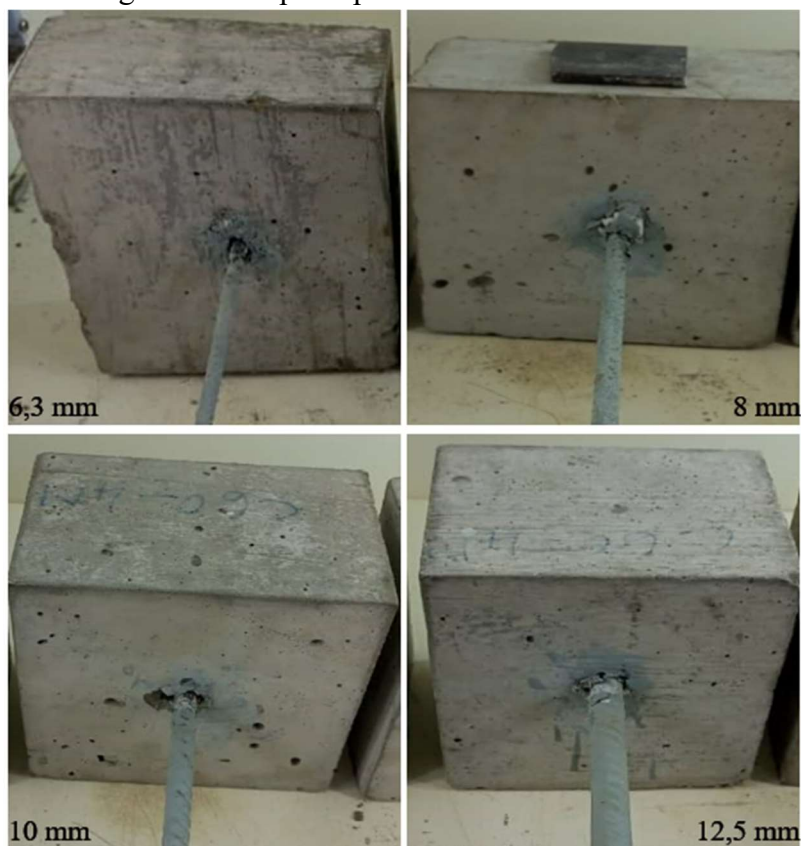


Fonte: Autor (2024)

Ao analisar as curvas tensão versus escorregamento apresentadas nas Figuras 65 e 66, observou-se que os corpos de prova apresentaram um comportamento semelhante ao comportamento teórico de aderência aço-concreto na literatura (AFEFY *et al.* (2016); CHIRIATTI *et al.* (2019) VALOGIANNIS *et al.* (2022)). Isso indica que o comprimento de ancoragem de  $5.Ø$  é ideal para descrever o mecanismo de aderência aço-concreto nos parâmetros deste estudo. Também a menor dispersão de valores, evidenciado por um menor coeficiente de variação (CoV) mostra que o comprimento de ancoragem foi perfeito para a análise da aderência dos diferentes diâmetros da barra tanto no concreto C30 tanto no C60 MPa.

A ruptura das barras está apresentada na Figura 67. Anotou ausência de fissuras nas superfícies das amostras após o arrancamento da barra.

Figura 67 - Ruptura por arrancamento das barras



Fonte: Autor (2024)

Para validar essa observação, foram utilizados alguns resultados de ensaios de arrancamento com dados de entrada o mais próximos possível dos ensaios realizados nesse estudo (Tabela 15).



Tabela 15 - Resultados do ensaio de arrancamento da literatura

$\varnothing$ (mm)	$l_a$ (mm)	$f_c$ (MPa)	$\tau_u$ (MPa)	$s$ (mm)	Tipo de ruptura	Referência
6,3	5 $\varnothing$	36,7	13,1	0,9	Arrancamento	Hounga <i>et al.</i> (2023)
6,3	10 $\varnothing$	39,73	13,39	1	Arrancamento	Macedo (2018)
6,3	10 $\varnothing$	30	12	0,9	Arrancamento	Carvalho <i>et al.</i> (2018)
6	40	37,2	16,87	1,36	Arrancamento	Biscaia e Soares (2020)
6,3	10 $\varnothing$	35,73	12	1	Arrancamento	Miranda <i>et al.</i> , (2021)
8	10d	30	7,2	1,3	Arrancamento	Carvalho <i>et al.</i> (2018)
8	80	37,2	14,36		Arrancamento	Biscaia e Soares (2020)
8	10 $\varnothing$	35,73	7,2	1	Arrancamento	Miranda <i>et al.</i> (2021)
10	10 $\varnothing$	30	9	1,8	Arrancamento	Carvalho <i>et al.</i> (2018)
10	10 $\varnothing$	39,73	14,46			Macedo (2018)
10	10 $\varnothing$	35,73	9,1	1,2	Arrancamento	Miranda <i>et al.</i> (2021)
12	5 $\varnothing$	29,4	8,4			Arel e Yazıcı (2015)
12	5 $\varnothing$	27,2	15	1,5	Arrancamento	Chiriatti <i>et al.</i> (2019)
12	5 $\varnothing$	36,2	21,03	1,35	Arrancamento	Li <i>et al.</i> (2021)
12	5 $\varnothing$	32,2	15,74	1,2	Arrancamento	Moccia <i>et al.</i> (2021)
12	5 $\varnothing$	73	29,73		Arrancamento	VALOGIANNIS <i>et al.</i> (2022)
12	60	65,7	26,7	1	Arrancamento	LV <i>et al.</i> (2023)
12	5 $\varnothing$	60,5	25,52	1,69	Arrancamento	Li <i>et al.</i> (2021)
12	60	51,2	30,26	0,5	Fendilhamento	Rabi <i>et al.</i> (2020)
12	72	47,87	16,21	3,12	Arrancamento	Khaksefdi <i>et al.</i> (2021)

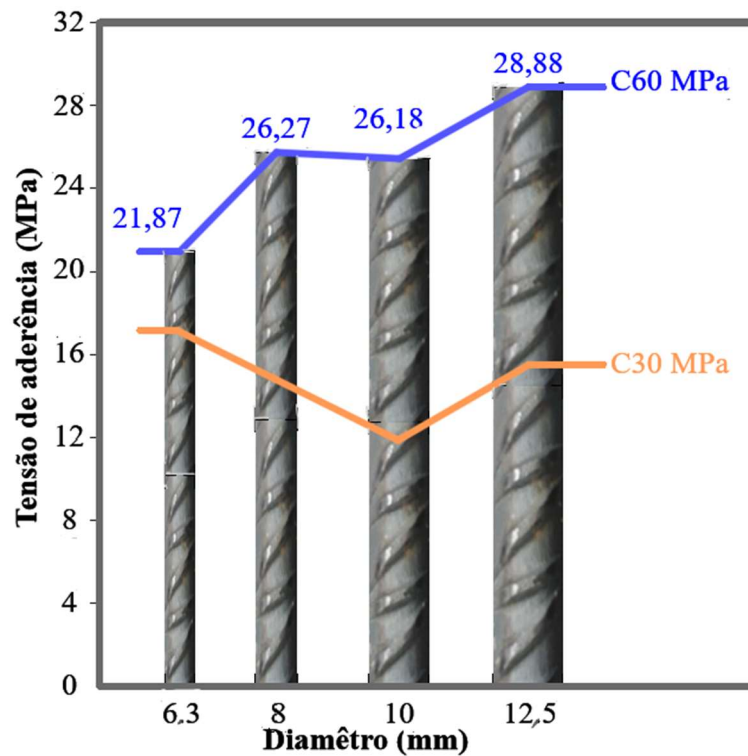
Fonte: Autor (2024)

Como pode ser visto na Tabela 15, ainda há uma lacuna nos ensaios de arrancamento das barras de 6,3 mm com resistência do concreto 60 MPa. Os quatro primeiros resultados apresentados nessa Tabela para a barra de 6,3 mm mostram uma queda em torno de 28% na tensão de aderência em comparação ao resultado de 17,18 MPa deste estudo, apesar de a resistência do concreto ser inferior àquela empregada. Isso é atribuído à maior absorção de água da areia de minério de ferro devido à sua maior finura. Após a mistura com água, a areia de minério de ferro absorve o excesso de água da pasta de cimento fresca, reduzindo a relação água-cimento na superfície do agregado e melhorando as propriedades interfaciais aço-concreto. Com base no trabalho de SHI *et al.* (2024), a água absorvida continua a reagir com as partículas de cimento residual na superfície dos agregados, gerando gel de hidratos, que preenche os poros na zona de transição interfacial e melhora a densidade do concreto. Os resultados dos ensaios de arrancamento de Biscaia e Soares (2020) estão bastante próximos dos valores medidos neste trabalho do C30 com as barras 6,3 e 8 mm.

No caso das barras de 12,5 mm com concretos C30 e C60, os resultados dos ensaios de arrancamento de CHIRIATTI *et al.* (2019) e de LV *et al.* (2023) estão bastante próximos dos valores medidos neste trabalho, conforme apresentado na Tabela 14 e 15.

As tensões de aderências obtidas no ensaio de arrancamento dos diferentes diâmetros da barra com as duas classes do concreto (C30 e C60) estão apresentadas na Figura 68.

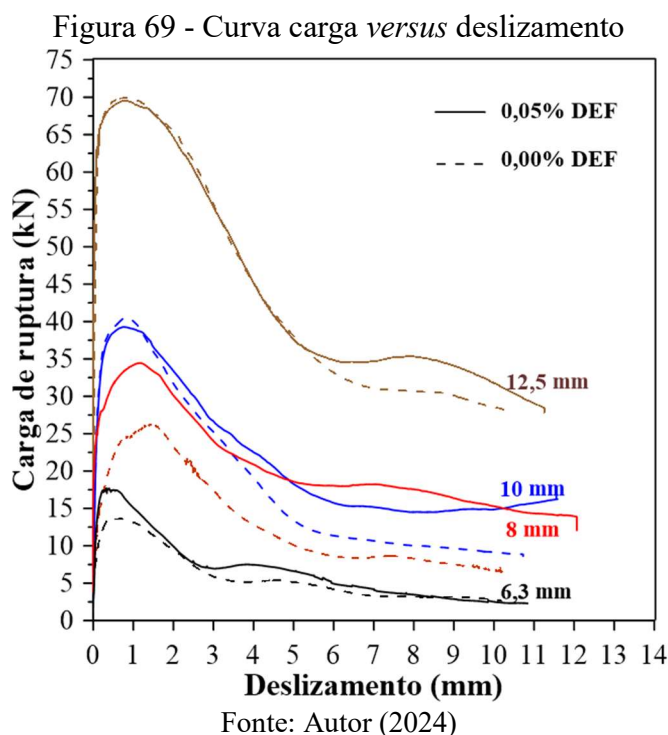
Figura 68 - Comparação dos resultados C60 com 0,00% de DEF



Fonte: Autor (2024)

A comparação dos resultados apresentados na Figura 68 indicou que a barra de 10 mm apresentou um comportamento distinto em relação ao concreto C30 MPa, resultando em uma menor tensão de aderência. Esse resultado pode ser atribuído a possíveis defeitos no corpo de prova, como falhas no adensamento, ao tipo de agregado utilizado (brita 1) no traço do concreto, ou ainda a erros de configuração durante o ensaio. A tensão de aderência aço- concreto produzindo com arei de resíduo de minério de ferro foi aumentada de 22%; 44%;53 e 46 % respectivamente na barra 6,3; 8; 10 e 12,5 quando a resistência a compressão passou de C30 MPa para C60 MPa. O ganho do aumento foi maior nas barras de 10 e 12,5 mm isso devido à maior altura e espaçamento das nervuras aumentando o mecânico de intertravamento entre a barra e concreto.

Os ensaios de arrancamento dos C60 com 0,05% de expansão de DEF foram comparados os aqueles obtidos com 0,00%, conforme ilustrados na Figura 69.



Ao observar as curvas da Figura 69, anotamos que o aumento de resistência a compressão nos corpos de prova com 0,05% de expansão em comparação aos corpos de prova sem expansão, possibilita um aumento na carga de ruptura na barra de 6,3 e 8 mm. Não houve um aumento de carga no Corpos de prova com as barras de 10 e 12,5 mm. As cargas de escoamento das barras de 6,3 mm e 8 mm, calculadas utilizando a Tabela 8 no capítulo anterior, são 17,15 kN e 27,15 kN, respectivamente. Ao comparar esses valores com os resultados da Figura 69, notou-se que as cargas de ruptura das barras de 6,3 mm e 8 mm no concreto de 76,22 MPa ultrapassaram as cargas limite de escoamento; contudo, a ruptura ocorreu por arrancamento da barra. Esse resultado evidencia a importância do comprimento de ancoragem das barras de aço nos elementos estruturais. O comprimento crítico de ancoragem é definido como o comprimento necessário para que a barra de aço atinja o escoamento sem ruptura de aderência. Isso garante que a força de tração no escoamento seja equilibrada pela força total de aderência ao longo do comprimento crítico de ancoragem, conforme definido na literatura (KHAKEFIDI *et al.* 2021; SHI *et al.*, 2024). Ao substituir os valores das tensões últimas de aderência referentes às cargas de ruptura e as tensões de escoamento das barras na Equação 18, notou-se que os comprimentos críticos de ancoragem estão muito próximos ao valor utilizado

na confecção dos corpos de prova ( $5\phi$ ). Isso justifica a ausência de ruptura de aderência das barras de 6,3 mm e 8 mm na Figura 69, desde que o comprimento de ancoragem empregado seja próximo ao valor crítico.

O ganho de resistência de 12,32 MPa nos corpos de prova com 0,05% de expansão de DEF não foi suficiente para o aumento na carga de ruptura das barras 10 e 12,5 mm, em comparação aos resultados dos 0,00% de DEF. Isso porque a resistência à tração nos corpos de prova com 0,05% de expansão não aumentou em comparação aos de 0,00%, como pode ser visto na Tabela 12. Quanto ao tipo de ruptura, com o comprimento de ancoragem de  $5\phi$  e a resistência de 72,32 MPa dos corpos de prova com 0,05% de expansão, foi observado que, com a barra de 12,5 mm, duas amostras se romperam por fendilhamento do concreto, conforme mostrado na Figura 70.

Figura 70 - Ruptura do corpo de prova de DEF



Fonte: Autor (2024)

No trabalho de Lv *et al.* (2023), conforme ilustrada na Figura 13 do capítulo 2, com o mesmo comprimento de ancoragem ( $5\phi$ ) a tensão de aderência não foi aumentada na barra 12 mm quando a resistência a compressão foi aumentada de 57 para 67 MPa.

No trabalho de Wang *et al.* (2021), com a barra 20 mm, a carga de ruptura passou de 121,69 para 132,96 kN quando a resistência a compressão do concreto passou de 128,8 para

105,2 MPa. A carga de ruptura foi igual para as duas resistências quando o comprimento de ancoragem foi de  $4\phi$  para  $7\phi$ . Esses resultados mostraram que o aumento da força de aderência pela resistência do concreto depende do diâmetro da barra e do comprimento de ancoragem.

A tensão de aderência entre as barras e as diferentes classes de concreto com areia de resíduo de minério de ferro foi calculada utilizando modelos normativos e da literatura. Os valores calculados ( $\tau_{ut}$ ) foram comparados aos valores experimentais ( $\tau_{ue}$ ) anotados  $\tau_{ue}/\tau_{ut}$  na Tabela 16. As equações referentes aos esses modelos, estão apresentadas no Capítulo 2.

Tabela 16 - Comparação dos resultados aos modelos

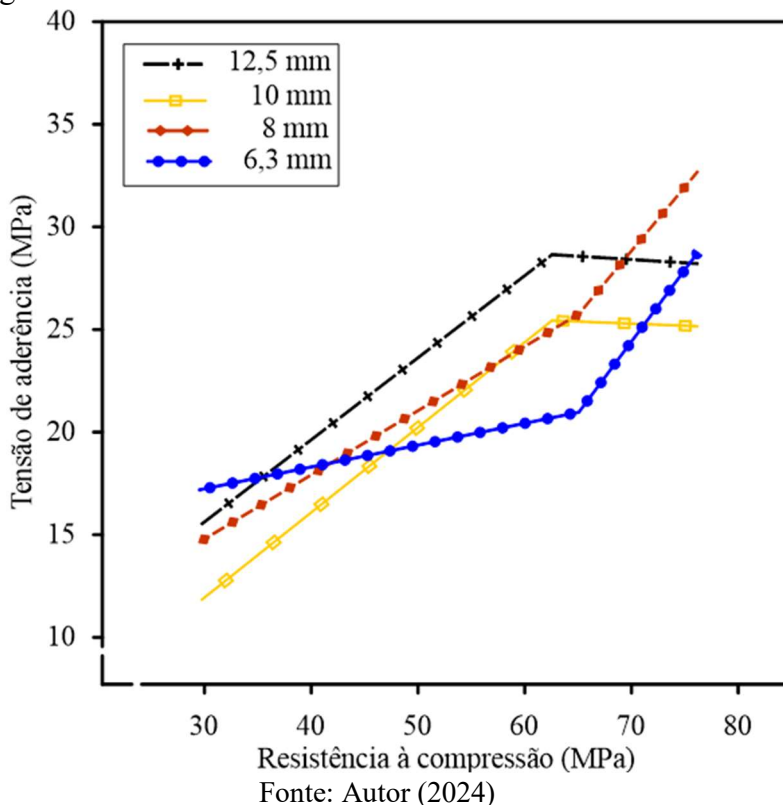
Resultado do estudo		ABNT 6118 (2023)			CEB- FIP (2010)		Rockson <i>et al.</i> (2020)		Wang <i>et al.</i> (2021)	
$\phi$ (mm)	$f_c$ (MPa)	$\tau_{ue}$ (MPa)	$\tau_{ut}$ (MPa)	$\tau_{ue}/\tau_{ut}$	$\tau_{ut}$ (MPa)	$\tau_{ue}/\tau_{ut}$	$\tau_{ut}$ (MPa)	$\tau_{ue}/\tau_{ut}$	$\tau_{ut}$ (MPa)	$\tau_{ue}/\tau_{ut}$
6,35	29,46	17,18	7,20	0,42	13,57	0,79	14,56		24,24	1,41
8	29,46	14,62	7,20	0,49	13,57	0,93	12,43	0,85	21,62	1,48
10	29,71	11,82	7,40	0,63	13,63	1,15	10,89	0,92	19,76	1,67
12,5	29,71	15,51	7,40	0,48	13,63	0,88	9,63	0,62	18,20	1,17
6,35	65,07	20,97	10,73	0,51	20,17	0,96	18,36	0,88	36,02	1,72
8	65,07	25,76	10,73	0,42	20,17	0,78	16,23	0,63	32,13	1,25
10	62,56	25,44	10,53	0,41	19,77	0,78	14,43	0,57	28,68	1,13
12,5	62,56	28,65	10,53	0,37	19,77	0,69	13,17	0,46	26,42	0,92
6,35	76,22	28,76	10,46	0,36	21,83	0,76	19,31	0,67	38,99	1,36
8	76,22	32,71	10,46	0,32	21,83	0,67	17,19	0,53	34,78	1,06
10	72,32	25,16	11,14	0,44	21,26	0,85	15,29	0,61	30,83	1,23
12,5	72,32	28,21	11,14	0,39	21,26	0,75	14,03	0,50	28,40	1,01

Fonte: Autor (2024)

A Tabela 16 mostrou que a resistência última teórica de aderência das diferentes barras e classes de concreto é em torno de 40% com a norma ABNT NBR 6118 (2023) e em torno de 75% com o CEB-FIP (2010). A resistência última calculada com o modelo de Rockson *et al.* (2020) se adequa melhor com os resultados experimentais em comparação ao modelo de Wang *et al.* (2021).

A Figura 71 apresenta as evoluções das tensões de aderência das diferente diâmetro da barra com o aumento da resistência do concreto.

Figura 71 - Resistência de aderência *versus* resistência do concreto

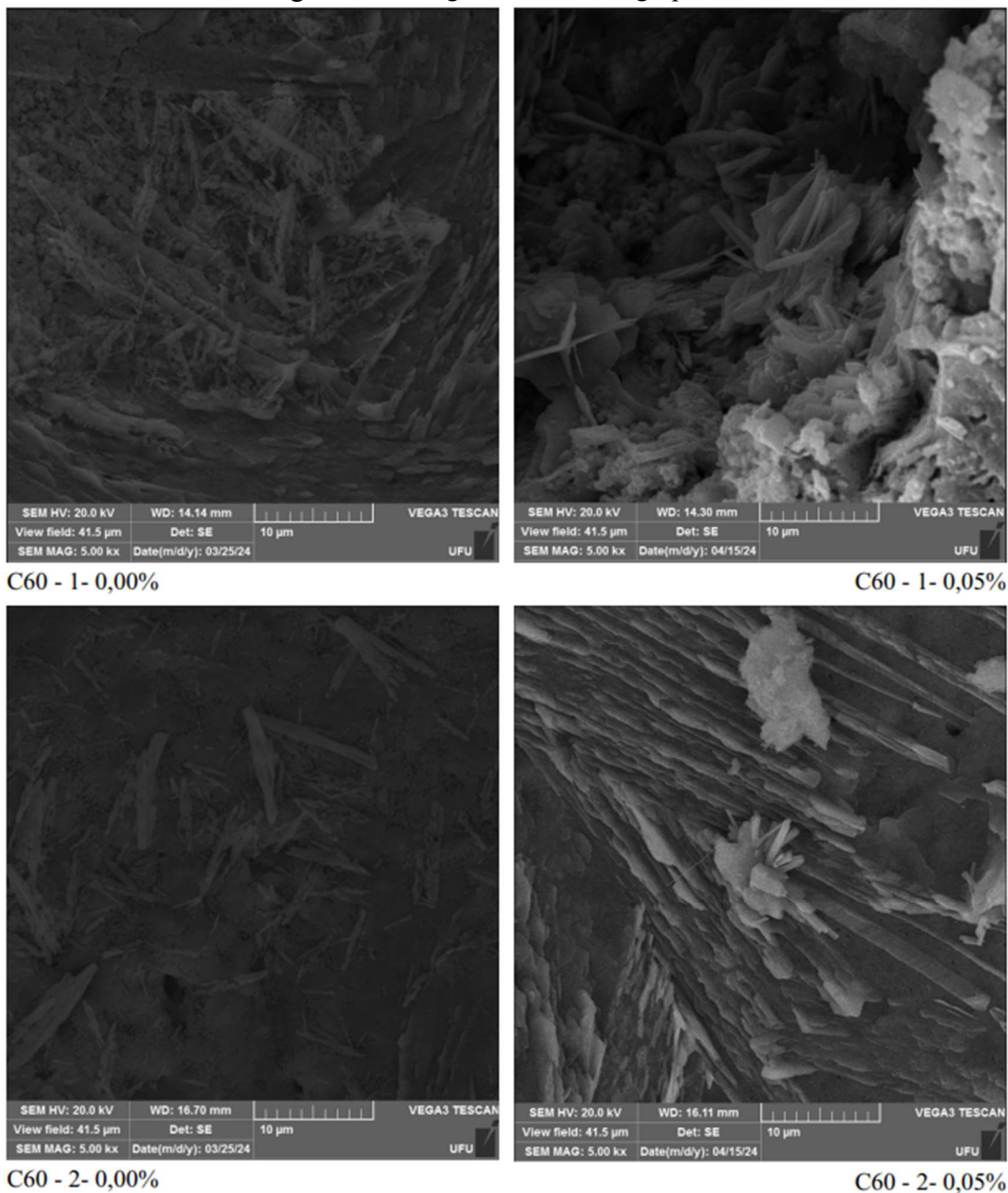


Conforme discutido na Figura 69, para as barras de 6,3 mm e 8 mm na faixa de resistência de 65 a 75 MPa, notou-se que o aumento da tensão de aderência foi excessivamente alto. Isso se deve às maiores cargas de ruptura obtidas na faixa de 65 a 75 MPa para as barras de 6,3 mm e 8 mm.

#### 5.4 Análise microestrutura

Com o intuito de verificar a formação de etringita tardia no concreto, foram realizadas análises por microscopia eletrônica de varredura e espectroscopia de energia dispersiva (MEV/EDS) em amostras de níveis de expansão 0,00% e 0,05% dos grupos C60 MPa. Para o nível 0% de expansão, foram observados somente poros vazios e matriz cimentícia íntegra. No nível de 0,05% foram identificadas em alguns pontos, a formações aciculares nos poros, matriz cimentícia e zona de transição agregado/pasta com diferentes tamanhos e graus de preenchimento dos poros (Figura 72).

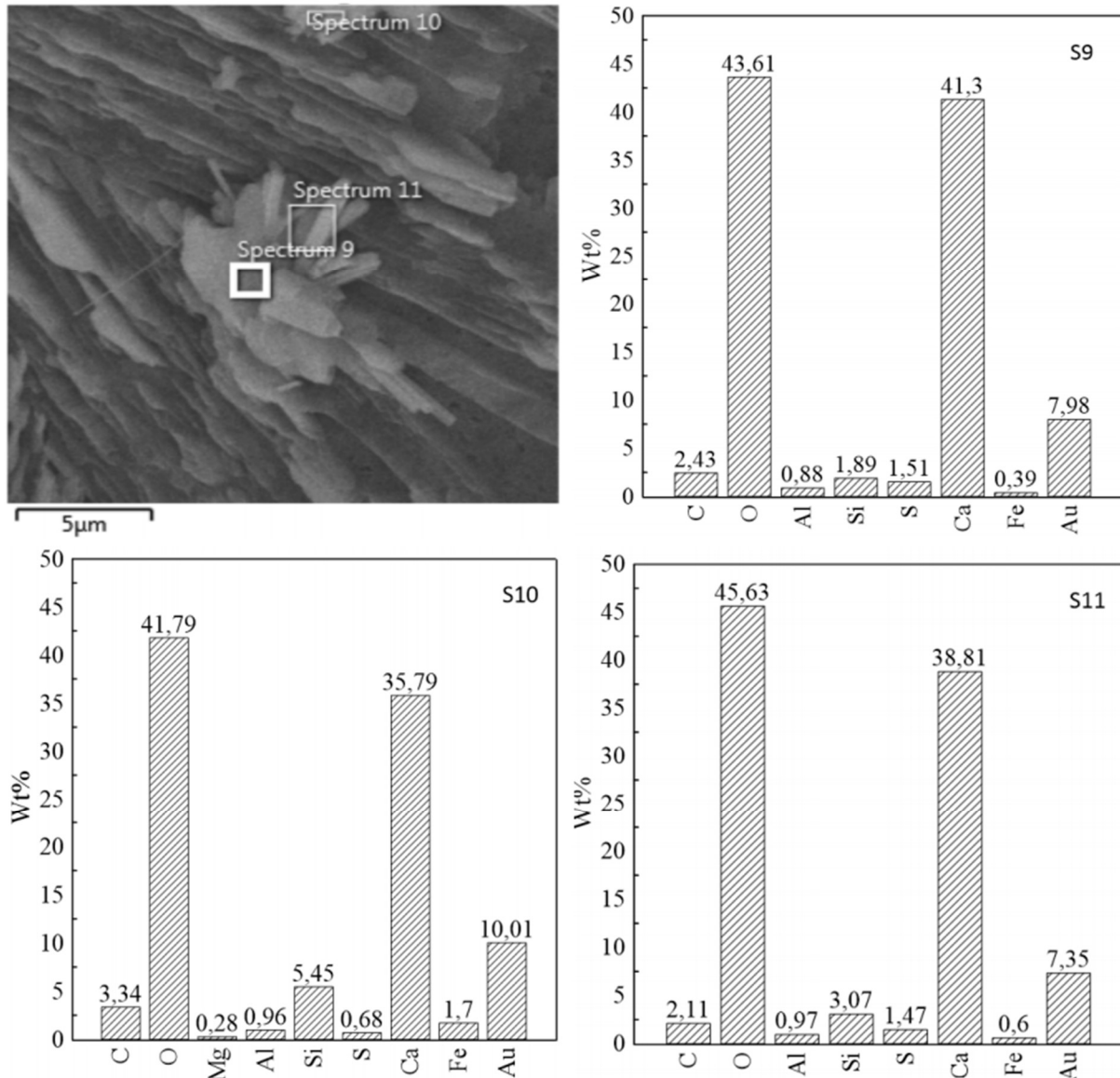
Figura 72 - Imagens de MEV do grupo C60



Fonte: Autor (2024)

Na Figura 73, são apresentadas a composição química obtida por EDS em alguns pontos de interesse. Foram realizadas análises por mapa e por ponto. Foi encontrada uma concentração de enxofre e alumínio nos locais onde se encontram as formações aciculares de etringita tardia. Para esse nível de expansão, a concentração desses compostos foi bem pequena.

Figura 73 - MEV/EDS grupo C60-2 0,05% DEF

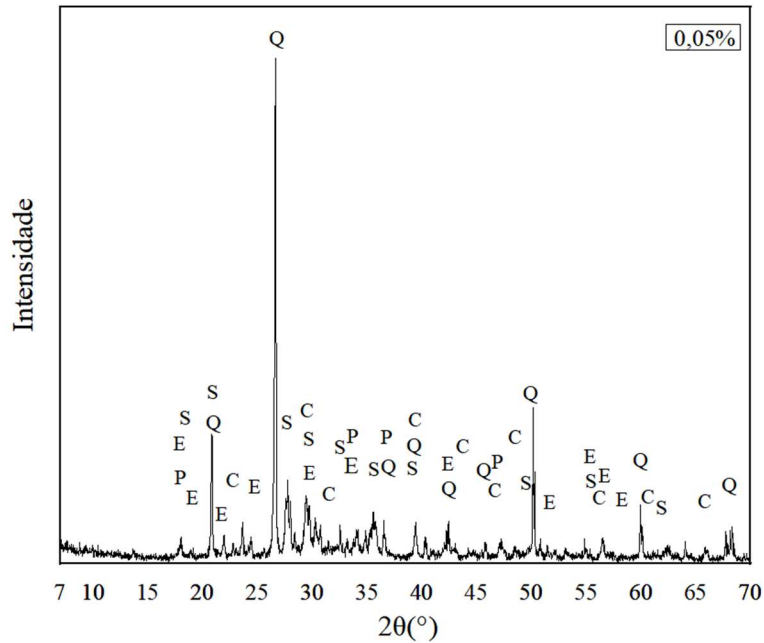


Fonte: Autor (2024)

A Figura 74 apresenta qualitativamente as fases hidratadas do cimento e os minerais dos agregados na análise de DRX. As principais fases identificadas foram quartzo e silicato de cálcio hidratado, cujos picos foram sobrepostos com os de outros compostos. Alguns picos de etringita de menor intensidade também foram encontrados, correspondendo ao nível de expansão de 0,05% apresentado. Esse resultado, juntamente com as imagens de MEV e os gráficos de EDS, confirma a presença de etringita tardia no material.



Figura 74 - Padrões de DRX das principais fases encontradas no grupo C60



Q - Quartzo ( $\text{SiO}_2$ ); C - Calcita ( $\text{CaCO}_3$ ); P - Portlandita ( $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ); E - Etringita ( $\text{Ca}_6\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3(\text{OH})_{12}\cdot 26\text{H}_2\text{O}$ ); S - Silicato de cálcio hidratado ( $\text{Ca}_2(\text{SiO}_3)(\text{OH})_2$ )

Fonte: Autor (2024)

## 5.5 Análise estatística

O método descrito no capítulo anterior sobre a análise estatística não foi realizado devido à falta de alcance de todos os níveis de expansões de DEF. No entanto, foi conduzida uma análise pelo método dos mínimos quadrados dos dados obtidos nos ensaios de arrancamento de cada amostra, visando determinar os valores das tensões locais que melhor se adequam aos deslizamentos medidos. Essa análise permitiu realizar ajustes nas curvas de tensão-deslizamento. A Tabela 17 apresenta os resultados dos parâmetros determinados a partir das Equações 1 e 3, bem como os coeficientes de determinação R.

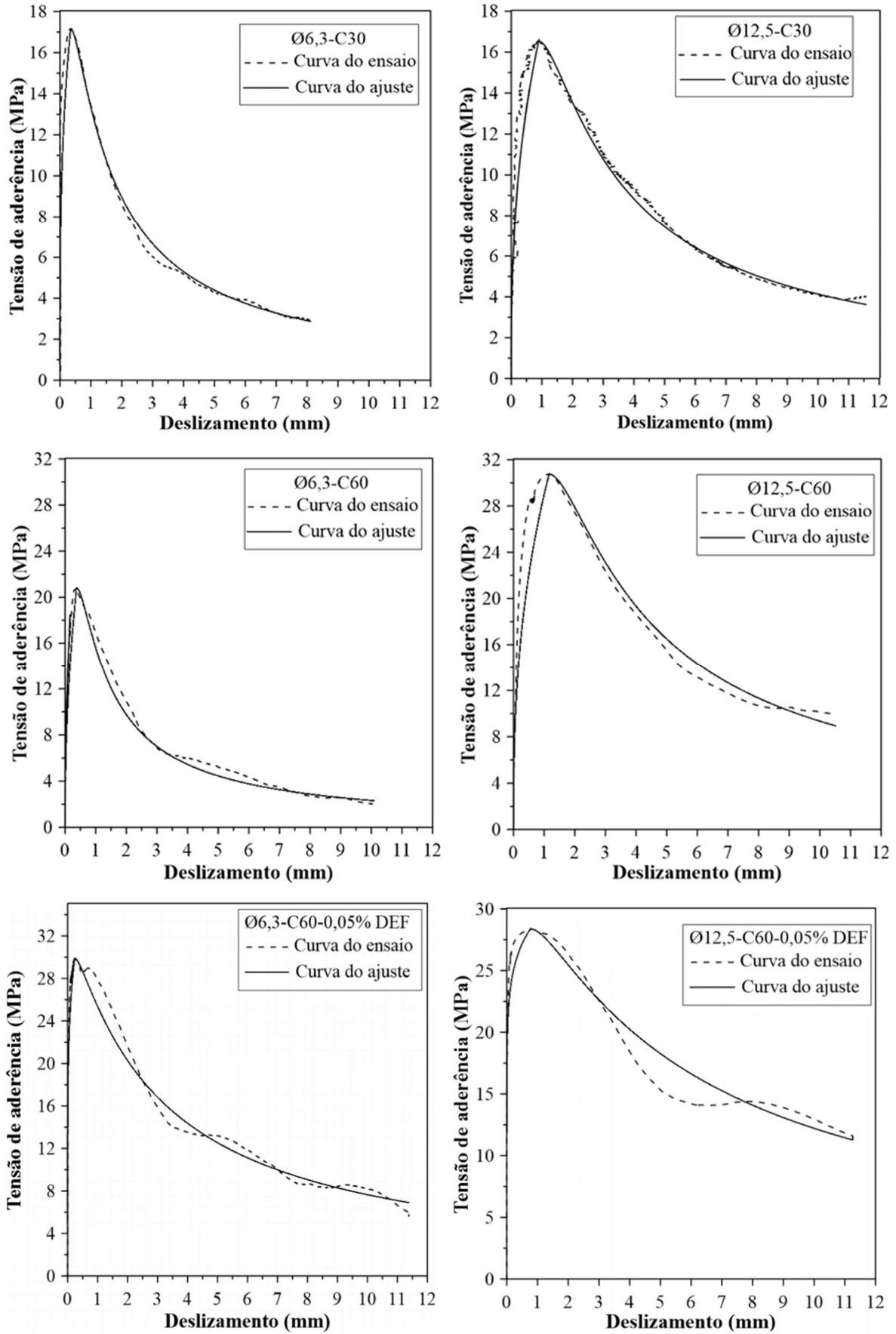
Tabela 17- Parâmetros característicos da curva de aderência nas Equações (1) e (3)

Espécimes	$\tau_u$	$S_u$	$\alpha$	$R^2$	$\beta$	$R^2$
Ø6,35-C30	17,19	0,35	0,31	0,87	0,19	0,99
	17,16	0,35	0,25	0,84	0,23	0,99
Ø6,35-C60	21,87	0,41	0,36	0,84	0,18	0,99
	20,81	0,38	0,46	0,91	0,32	0,98
Ø12,5-C30	16,53	0,89	0,38	0,93	0,32	0,99
	15,65	0,63	0,40	0,94	0,35	0,99
	14,28	0,63	0,34	0,91	0,25	0,99
Ø12,5-C60	26,80	0,84	0,40	0,89	0,17	0,99
	30,75	1,16	0,40	0,95	0,34	0,98
	28,53	0,88	0,34	0,90	0,21	0,99
Ø6,35-C60-0,05%DEF	28,43	0,32	0,38	0,94	0,19	0,98
	29,88	0,24	0,18	0,95	0,07	0,99
Ø12,5-C60-0,05%DEF	28,34	0,79	0,10	0,80	0,12	0,98
Média			0,33	0,90	0,23	0,99

Fonte: Autor (2024)

A interface entre o concreto de resíduo de minério de ferro e as barras apresentou um parâmetro de forma médio de 0,33, próximo ao valor de 0,40 estipulado pelo modelo CEB-FIB (2010) para concretos convencionais. Após a tensão máxima, o parâmetro da parte descendente teve um valor médio de 0,23. Em relação à areia reciclada do concreto, SHI *et al.* (2024) relataram valores médios de 1,75 e 10,33 para os parâmetros  $\alpha$  e  $\beta$ , respectivamente. Esses valores mais elevados resultaram em uma menor rigidez de aderência em comparação com o concreto convencional. No entanto, os menores valores dos parâmetros de forma encontrados nesses estudos demonstraram uma maior rigidez de aderência entre o concreto de areia de minério de ferro e as barras, resultando em menores índices de deslizamento, conforme ilustrado na Figura 75.

Figura 75 - Ajuste da curva tensão - deslizamento



Fonte: Autor (2024)

## 6 CONCLUSÃO E SUGESTÕES

Com base nos resultados dos ensaios realizados, foi possível observar que a incorporação de 65% de areia de minério na fabricação do concreto não teve efeito negativo nas propriedades do concreto e na aderência aço-concreto em comparação aos valores encontrados na literatura. A maior finura da areia de minério de ferro preencheu os poros do concreto, resultando em uma maior resistência de aderência das barras. O comportamento experimental das curvas reflete bem o comportamento teórico de aderência aço-concreto, validando o protocolo experimental adotado, especialmente no que diz respeito ao comprimento de ancoragem adotado.

As cargas de ruptura das barras cresceram com o aumento da resistência à compressão do concreto de areia de resíduo de minério de ferro. Entre os diferentes diâmetros das barras, foi anotado que, quanto maior o diâmetro da barra, maior foi a carga de ruptura.

A transformação das cargas de ruptura indicou que a tensão máxima de aderência entre aço e concreto diminuiu com o aumento do diâmetro da barra. Diferentemente dos resultados obtidos com concreto de 30 MPa, a tensão máxima de aderência aumentou com o aumento do diâmetro da barra quando a resistência à compressão do concreto foi aumentada. Este estudo complementa as pesquisas sobre a aderência aço-concreto de 60 MPa, particularmente para barras de menor diâmetro.

O nível de 0,05% de expansão de DEF preencheu ainda mais os poros, melhorando a resistência à compressão do concreto e as cargas de ruptura das barras de menor diâmetro. Os resultados das propriedades mecânicas com esse nível de expansão indicam que a resistência à tração nem sempre acompanha o aumento da resistência à compressão do concreto.

Os modelos utilizados nos ajustes das curvas podem caracterizar efetivamente o comportamento de aderência entre concreto de areia de minério de ferro e barras de aço, fornecendo referência para a aplicação de concreto de areia reciclada em estruturas de concreto armado e protendido.

Para pesquisas futuras, sugere-se:

- Realizar a medição da expansão a longo prazo a fim de avaliar a capacidade do traço com areia de resíduo de minério de ferro de resistir a ataques internos de sulfato, seguindo a recomendação do protocolo LCPC (2007);

- Estudar o comportamento do concreto com areia de minério de ferro quando submetido a ataques externos de sulfato;
- Realizar análises estatísticas dos dados experimentais para ter modelo da resistência última de aderência;
- Realizar ensaios de aderência no concreto de areia de minério de ferro com resistência à compressão acima de 65 MPa, utilizando barras de 12,5 mm, 16 mm e 25 mm

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ACHILLIDES, Z. ; PILAKOUTAS, K. Bond Behavior of Fiber Reinforced Polymer Bars under Direct Pullout **Conditions**. **Journal Of Composites For Construction**, [S.L.], v. 8, n. 2, p. 173-181, abr. 2004. American Society of Civil Engineers (ASCE). [http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0268\(2004\)8:2\(173\)](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)1090-0268(2004)8:2(173)).

**ACI 408R-03**. Bond and development of straight reinforcing bars in tension (ACI 408R-03) (Reported by ACI Committee 408). Detroit, Michigan, US: American Concrete Institute; 2003.

AFEFY, H.M.; EL-TONY, M. Bond Behavior of Embedded Reinforcing Steel Bars for Varying Levels of Transversal Pressure. **Journal of Performance of Constructed Facilities**, v. 3, n. 2, 2015.

**AFGC**- Maîtrise de la durabilité vis-à-vis de la corrosion des armatures et de l'alcali-réaction: Etat de l'art. 252 pages, juillet 2004.

ALHAGE, Gabriel. **Contribution à l'étude du comportement raidissant en traction du béton arme après fissuration**. 156 pages. Thèse (doctorat)- Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions, Université de Toulouse, 2011.

AMINE, Yasser. **Etude expérimentale de la Réaction Sulfatique Interne dans les bétons** : Mise en évidence des effets d'additions minérales et de l'endommagement mécanique. 196 pages. Thèse (doctorat)- Sciences pour l'Ingénieur, Université de Nante, 2016.

Arel, H.S.; Yazici, S. The effect of different parameters on the concrete-bar bond. **Wulfenia Journal**, v.22(6):328-340. July,2015

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 5739:2018 - Concreto - Ensaio de compressão de corpos de prova.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 6349:2022 - Barras, cordoalhas e fios para armaduras de protensão - Ensaio de tração.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 7222:2011 -Concreto e argamassa – Determinação da resistência à tração por compressão diametral de corpos de prova cilíndricos.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 8522:2021 - Concreto endurecido - Determinação dos módulos de elasticidade e de deformação.

**ASTM A370.** Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products. ASTM International, 2021.

**ASTM C128.** Standard Test Method for Relative Density (Specific Gravity) and Absorption of Fine Aggregate, 2022.

**ASTM C136/C136M.** Standard Test Method for Sieve Analysis of Fine and Coarse Aggregates, 2019.

**ASTM C150/C150M.** Standard Specification for Portland Cement, 2022.

**ASTM C469/C469M.** Standard Test Method for Static Modulus of Elasticity and Poisson's Ratio of Concrete in Compression, 2022.

**ASTM C143/C143.** Standard Test Method for Slump of Hydraulic-Cement Concrete, 2020.

**ASTM C192/C192.** Standard Practice for Making and Curing Concrete Test Specimens in the Laboratory, 2019.

**ASTM C39/C39M.** Standard Test Method for Compressive Strength of Cylindrical Concrete Specimens, 2021.

**ASTM C496/C496M.** Standard Test Method for Splitting Tensile Strength of Cylindrical Concrete Specimens, 2017.

BÉRODIER, E. M.J.; MULLER, A. C.A.; SCRIVENER, K. L.. Effect of sulfate on C-S-H at early age. **Cement And Concrete Research**, [S.L.], v. 138, p. 106248, dez. 2020. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cemconres.2020.106248>.

BRANTSCHEN, F.; FARIA, D.M.V.; RUIZ, M. Fernández; MUTTONI, A.. Bond behaviour of straight, hooked, U-shaped and headed bars in cracked concrete. **Structural Concrete**, [S.L.], v. 17, n. 5, p. 799-810, dez. 2016. Wiley. <http://dx.doi.org/10.1002/suco.201500199>.

CARVALHO, E.P.; FERREIRA, E.G.; CUNHA, J.C. ; RODRIGUES, C.; MAIA, N. Experimental Investigation of Steel-Concrete Bond for Thin Reinforcing Bars. **Latin American Journal Of Solids And Structures**, [S.L.], v. 14, n. 11, p. 1932-1951, 2017. FapUNIFESP (SciELO). <http://dx.doi.org/10.1590/1679-78254116>.

CEB- FIP Model Code for Concrete Structures. fib, Lausanne, Switzerland, Bulletin 55- 2010.

CEB-FIP Bond and Anchorage of Embedded Reinforcement: Background to the fib Model Code for Concrete Structures 2010. fib, Lausanne, Switzerland, Bulletin 72-2014.

CHIRIATTI, Léon. Etude de l'adhérence armature-béton, influence des granulats de béton recyclé et apport des mesures acoustiques. Génie civil. Université de Strasbourg, 2018. Français. ffNNT : 2018STRAD040ff. fftel-02166358.

COLLEPARDI, M.. A state-of-the-art review on delayed ettringite attack on concrete. **Cement And Concrete Composites**, [S.L.], v. 25, n. 4-5, p. 401-407, maio 2003. Elsevier BV. [http://dx.doi.org/10.1016/s0958-9465\(02\)00080-x](http://dx.doi.org/10.1016/s0958-9465(02)00080-x).

DEBOUCHA, W.; LEKLOU, N.; KHELIDJ, A. Blast Furnace Slag Addition Effects on Delayed Ettringite Formation in Heat-cured Mortars. **Ksce Journal Of Civil Engineering**, [S.L.], v. 22, n. 9, p. 3484-3490, 8 jan. 2018. Springer Science and Business Media LLC. <http://dx.doi.org/10.1007/s12205-017-0642-6>.

DIAB, A. M.; ELYAMANY, H.E.; HUSSEIN, M. A.; ASHY, H. M. A. Bond behavior and assessment of design ultimate bond stress of normal and high strength concrete. **Alexandria Engineering Journal**, [S.L.], v. 53, n. 2, p. 355-371, jun. 2014. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.aej.2014.03.012>.

DYBEL, P. ; FURTAK K. Assessment of the casting position factor in reinforced concrete elements in view of experimental studies. **ARCHIVES OF CIVIL ENGINEERING**, LX, 2, 06,2014. DOI: 10.2478/ace-2014-0014.

EKOLU, S.O. ; THOMAS, M.D.A.; HOOTON, R.D.. Implications of pre-formed microcracking in relation to the theories of DEF mechanism. **Cement And Concrete Research**, [S.L.], v. 37, n. 2, p. 161-165, fev. 2007. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cemconres.2006.10.014>.

**EN:10080**, Steel for reinforcement of concrete – Weldable reinforcing steel – General, 2005.

**Eurocode 2**. Design of Concrete Structures - Part 1: General Rules and Rules for Buildings. **European Committee for Standardization** (CEN), Brussels, Belgium, 225 2004.

FIGUEIRA, R.B.; SOUSA, R.; COELHO, L.; AZENHA, M.; ALMEIDA, J.M. de; JORGE, P.A.s.; SILVA, C.J.R. Alkali-silica reaction in concrete: mechanisms, mitigation and test methods. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 222, p. 903-931, out. 2019. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.07.230>.



GARCIA-TAENGUA, E.; MARTÍ-VARGAS, J.R.; SERNA, P. Bond of reinforcing bars to steel fiber reinforced concrete. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 105, p. 275-284, fev. 2016. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.12.044>.

GODART, B ; WOOD, J.. Interaction of DEF and AAR, a review. **Revista Portuguesa de Engenharia de Estruturas**. Ed. LNEC. Série III.n.º 15. ISSN 2183-8488. março 2021 25-34.

Goto, Y. Cracks formed in concrete around deformed tension bars. *ACI journal Struct*, V. 68-26, pp. 244–251, apr. 1971.

GU, Y. ; MARTIN, R.P.; METALSSI, O. O.; FEN-CHONG, T.; DANGLA, P. Pore size analyses of cement paste exposed to external sulfate attack and delayed ettringite formation. **Cement And Concrete Research**, [S.L.], v. 123, p. 105766, set. 2019. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cemconres.2019.05.011>.

GULL, S.; WANI, S. B.; AMIN, I. The Influence of Rib Configuration on Bond Strength Development between Steel and Concrete. **Journal Of The Civil Engineering Forum**, [S.L.], v. 6, n. 1, p. 193, 19 maio 2020. Universitas Gadjah Mada. <http://dx.doi.org/10.22146/jcef.53893>.

Hanehara, S., Oyamada, T., Fukuda, S., Fujiwara, T. Delayed ettringite formation and alkali aggregate reaction, Creep shrinkage and durability mechanics of concrete and concrete structures **CONCREEP 8**, Ise-Shima, Japan: 2008, 1051-1056.

HONG, Sungnam; PARK, Sun-Kyu. Uniaxial Bond Stress-Slip Relationship of Reinforcing Bars in Concrete. **Advances In Materials Science And Engineering**, [S.L.], v. 2012, p. 1-12, 2012. Hindawi Limited. <http://dx.doi.org/10.1155/2012/328570>.

HUANG, Y.; LIU, Y. Review of Bond-Slip Behavior between Rebar and UHPC: analysis of the proposed models. **Buildings**, [S.L.], v. 13, n. 5, p. 1270, 12 maio 2023. MDPI AG. <http://dx.doi.org/10.3390/buildings13051270>.

IFSTTAR (Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de l'Aménagement et des Réseaux) (2018) Recommendations for Preventing Disorders due to Delayed Ettringite Formation. IFSTTAR, Paris, France, pp. 19–24.

JABBOUR, Mike. **Étude multi-échelle de l'attaque sulfatique Externe dans les matériaux cimentaires et structures en béton armé**. 295 pages. Thèse (Doctorat) - Sciences, Ingénierie et Environnement, Université Paris-Est, 2019.

JEBLI, M.; JAMIN, F.; PELISSOU, C.; LHOPITAL, E.; YOUSOUFI, M.s. El. Characterization of the expansion due to the delayed ettringite formation at the cement paste-aggregate interface. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 289, p. 122979, jun. 2021. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122979>.

JIRADILOK, P.; WANG, Y.; NAGAI, K.; MATSUMOTO, K. Development of discrete meso-scale bond model for corrosion damage at steel-concrete interface based on tests with/without concrete damage. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 236, p. 117615, mar. 2020. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117615>.

JOSHI, N. R.; MATSUMOTO, A.; ASAMOTO, S.; MIURA, T.; KAWABATA, Y. Investigation of the mechanical behaviour of concrete with severe delayed ettringite formation expansion focusing on internal damage propagation under various compressive loading patterns. **Cement And Concrete Composites**, [S.L.], v. 128, p. 104433, abr. 2022. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2022.104433>.

KANG, S.B. ; WANG, S. ; LONG, X. ; WANG, D.D. ; WANG, C.Y. Investigation of dynamic bond-slip behaviour of reinforcing bars in concrete. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 262, p. 120824, nov. 2020. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120824>.

Karthik ,M. M. ; Mander ,J.B. ; Hurlebaus,S. Experimental Behavior of Large Reinforced Concrete Specimen with Heavy ASR and DEF Deterioration. **Journal of Structural Engineering**, 2018, 144(8): 04018110 DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002102.

KARTHIK, M. M. ; MANDER, J. B. ; HURLEBAUS, S.. Deterioration data of a large-scale reinforced concrete specimen with severe ASR/DEF deterioration. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 124, p. 20-30, out. 2016. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.07.072>.

KHAKSEFIDI, S.; GHALEHNOVI, M.; BRITO, J. Bond behaviour of high-strength steel rebars in normal (NSC) and ultra-high performance concrete (UHPC). **Journal Of Building Engineering**, [S.L.], v. 33, p. 101592, jan. 2021. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jobbe.2020.101592>.

KOTHARI, C.; TAKAHASHI, Y. The effect of heat treatment on the kinetics of the delayed ettringite formation – An improved chemo-thermal-hygral model. **Construction And Building**

**Materials**, [S.L.], v. 331, p. 127358, maio 2022. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.127358>.

Krishnaveni, S; RAJENDRAN, Senthil. A state of the art on characterization and application of artificial neural networks on bond strength between steel rebar and concrete. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 354, p. 129124, nov. 2022. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.129124>.

LCPC - LABORATOIRE CENTRAL DES PONTS ET CHAUSSÉES. Méthode d'essai des LCPC n°66. Réactivité d'un béton vis-à-vis d'une réaction sulfatique interne. Paris, 2007.

LEKLOU, Nordine. **Contribution à la connaissance de la réaction sulfatique interne**. 225 pages. Thèse (doctorat)- Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions, Université de Toulouse, 2014.

LEMCHERREQ, Y.; ZANUY, C.; VOGEL, T.; KAUFMANN, W. Strain-based analysis of reinforced concrete pull-out tests under monotonic and repeated loading. **Engineering Structures**, [S.L.], v. 289, p. 115712, ago. 2023. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2023.115712>.

LI, P.; TAN, N.; AN, X.; MAEKAWA, K.; JIANG, Z. Restraint Effect of Reinforcing Bar on ASR Expansion and Deterioration Characteristic of the Bond Behavior. **Journal Of Advanced Concrete Technology**, [S.L.], v. 18, n. 4, p. 192-210, 24 abr. 2020. Japan Concrete Institute. <http://dx.doi.org/10.3151/jact.18.192>.

LI, Xiaopeng.; ZHAO, Jun.; ZHANG, Xiangcheng. A mechanical bond model for reinforcing bar in concrete subjected to monotonic and reversed cyclic loading. *Journal Of Building Engineering*, [S.L.], v. 44, p. 102912, dez. 2021. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jobbe.2021.102912>.

LI, Xiaopeng; ZHAO, Jun; ZHANG, Xiangcheng. A mechanical bond model for reinforcing bar in concrete subjected to monotonic and reversed cyclic loading. *Journal Of Building Engineering*, [S.L.], v. 44, p. 102912, dez. 2021. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jobbe.2021.102912>.

LU, C.; BU, S.; ZHENG, Y.; KOSA, K. Deterioration of concrete mechanical properties and fracture of steel bars caused by alkali-silica reaction: a review. **Structures**, [S.L.], v. 35, p. 893-902, jan. 2022. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.istruc.2021.11.051>.

LUO, J. ; ASAMOTO, S.; NAGAI, K. An analytical investigation of bond deterioration between rebar and ASR/DEF-damaged concrete with and without stirrup confinement using 3D RBSM. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 351, p. 128923, out. 2022. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.128923>.

Lutz, A.L. ; GERGELY, P. Mechanics of Bond and Slip of Deformed Bars in concrete *ACI journal Struct*, V. 64-62, pp. 711–721, nov. 1967

MARTIN, R.P. ; SANCHEZ, L. ; FOURNIER, B. ; TOUTLEMONDE, F. Evaluation of different techniques for the diagnosis & prognosis of Internal Swelling Reaction (ISR) mechanisms in concrete. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 156, p. 956-964, dez. 2017. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.09.047>.

MARTIN, R.P. ; RENAUD, J. C. ; TOUTLEMONDE, F. Experimental investigations concerning combined delayed ettringite formation and alkali aggregate reaction. **6th International conference on concrete under severe conditions CONSEC10**, Jun 2010, Mexico. 8p, 2010.

MIRANDA, M. P. ; MORSCH, I. B. ; BRISOTTO, D.S.; BITTENCOURT, E.; CARVALHO, E. P. Steel-concrete bond behavior: an experimental and numerical study. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 271, p. 121918, fev. 2021. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121918>.

MIRANDA, M. P.; MORSCH, I.B.; BRISOTTO, D.S.; BITTENCOURT, E.; CARVALHO, E. P. Steel-concrete bond behavior: an experimental and numerical study. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 271, p. 121918, fev. 2021. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121918>.

MOCCIA, F.; RUIZ, M. F.; METELLI, G.; MUTTONI, A.; PLIZZARI, G. Casting position effects on bond performance of reinforcement bars. **Structural Concrete**, [S.L.], v. 22, n. 3, p. 1612-1632, 4 fev. 2021. Wiley. <http://dx.doi.org/10.1002/suco.202000572>.

MOHAMMADI, A.; GHIASVAND, E.; NILI, M. Relation between mechanical properties of concrete and alkali-silica reaction (ASR); a review. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 258, p. 119567, out. 2020. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.119567>.

PAN, J.; WANG, W; WANG, J; BAI, Y; WANG, J. Influence of coarse aggregate size on deterioration of concrete affected by alkali-aggregate reaction. **Construction And Building**

**Materials**, [S.L.], v. 329, p. 127228, abr. 2022. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.127228>.

PATHIRAGE, M.; ZHANG, B.; ALNAGGAR, M.; CUSATIS, G. Confinement and alkali-silica reaction in concrete: review and numerical investigation. **International Journal Of Solids And Structures**, [S.L.], v. 277-278, p. 112341, ago. 2023. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2023.112341>.

RIBEIRO, Daniel Vêras. Capítulo 08: **Método de dosagem de concretos**. Princípios da ciência dos materiais cimentícios: Produção, Reações, Aplicações e Avanços Tecnológicos 1.ed- Curitiba: abril 2021.

**RILEM RC 6**. Bond test reinforcement steel - PULL OUT TEST. Concrete Reinforcement Technology. Georgi Publishing Company. Paris, 1983.

ROCKSON, C.; TAMANNA, K.; ALAM, M.S.; RTEIL, A. Effect of cover on bond strength of structural concrete using commercially produced recycled coarse and fine aggregates. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 255, p. 119275, set. 2020. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.119275>.

SABĀU, M.; POP, I.; ONENÍ, T. Experimental study on local bond stress-slip relationship in self-compacting concrete. **Materials And Structures**, [S.L.], v. 49, n. 9, p. 3693-3711, 28 nov. 2015. Springer Science and Business Media LLC. <http://dx.doi.org/10.1617/s11527-015-0749-5>.

SANCHEZ, L.F.M.; DRIMALAS, T.; FOURNIER, B.; MITCHELL, D.; BASTIEN, J.. Comprehensive damage assessment in concrete affected by different internal swelling reaction (ISR) mechanisms. **Cement And Concrete Research**, [S.L.], v. 107, p. 284-303, maio 2018. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cemconres.2018.02.017>.

SCHOVANZ, D. ; TIECHER, F. ; HASPARYK, N. P. ; KUPERMAN, S. and LERMEN ,R. T. Evaluation of Delayed Ettringite Formation through Physical, Mechanical, and Microstructural Assays. **ACI Materials Journal**, V. 118, No. 1, January 2021. MS No. M-2019-500.R1, doi: 10.14359/51728282.

SHAMAA, M. A. ; LAVAUD, Stéphane ; DIVET, L. ; COLLIAT, J. B. ; NAHAS, G; TORRENTI, J. M. Influence of limestone filler and of the size of the aggregates on DEF. **Cement And Concrete Composites**, [S.L.], v. 71, p. 175-180, ago. 2016. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2016.05.007>.

SHAMAA, M. A.; LAVAUD, S.; DIVET, L.; NAHAS, G.; TORRENTI, J. M. Influence of relative humidity on delayed ettringite formation. **Cement And Concrete Composites**, [S.L.], v. 58, p. 14-22, abr. 2015. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2014.12.013>.

SHI, Henan; LI, Huajian; WANG, Zhen; HUANG, Fali; YANG, Zhiqiang; WEN, Jiaxin; DONG, Haoliang; YI, Zhonglai. Bond-slip behaviour between recycled sand concrete and steel bars. *Journal Of Building Engineering*, [S.L.], v. 86, p. 108980, jun. 2024. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jobbe.2024.108980>.

SIEMPU, R.; PANCHARATHI, R. K. A study on the parameters influencing flexural bond stress in reinforced concrete. **Structures**, [S.L.], v. 16, p. 198-207, nov. 2018. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.istruc.2018.09.006>.

LEITE, L. S. **Estudo da energia de fraturamento em concretos com reação expansiva**. 117 f. Dissertação (Mestrado). Mestrado em Engenharia Civil, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2023.

SULAIMAN, M. F. ; MA, C. ; APANDI, N. M. ; CHIN, S. ; AWANG, A. Z.; MANSUR, S. A.; OMAR, W.. A Review on Bond and Anchorage of Confined High-strength Concrete. **Structures**, [S.L.], v. 11, p. 97-109, ago. 2017. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.istruc.2017.04.004>.

TAKAHASHI, Y.; OGAWA, S.; TANAKA, Y.; MAEKAWA, K.. Scale-Dependent ASR Expansion of Concrete and Its Prediction coupled with Silica Gel Generation and Migration. **Journal Of Advanced Concrete Technology**, [S.L.], v. 14, n. 8, p. 444-463, 18 ago. 2016. Japan Concrete Institute. <http://dx.doi.org/10.3151/jact.14.444>.

THIEBAUT, Y. ; MULTON, S.; SELLIER, A.; LACARRIÈRE, L.; BOUTILLON, L.; BELILI, D.; LINGER, L.; CUSSIGH, F.; HADJI, S. Effects of stress on concrete expansion due to delayed ettringite formation. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 183, p. 626-641, set. 2018. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.06.172>.

Thiebaut, Yvan. **Evaluation de structures en béton armé atteintes de réaction sulfatique interne**. 364 Pages. Thèse (doctorat)- Génie civil. Université Paul Sabatier - Toulouse III, 2018. Français. ffnNT : 2018TOU30271ff. fftel-02366251f

TIRASSA, M.; RUIZ, M. F.; MUTTONI, A. An interlocking approach for the rebar-to-concrete contact in bond. *Magazine Of Concrete Research*, [S.L.], v. 73, n. 8, p. 379-393, abr. 2021. Thomas Telford Ltd.. <http://dx.doi.org/10.1680/jmacr.20.00209>.

VALOGIANNIS, A.; DJERAN-MAIGRE, I.; ROBINET, J.C.; BERNARD, F.; Zghondi, J. Analyse de l'adhérence entre bétonnet armature: état de l'art et etude expérimentale. **11èmes journées nationales de géotechnique et de géologie de l'ingénieur, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon** [INSA Lyon], CFMS, CFMR, CFGI, Jun 2022, Lyon, France. fihal-03720048.

VAYGHAN, A. G; RAJABIPOUR, F.; ROSENBERGER, J. L.. Composition–rheology relationships in alkali–silica reaction gels and the impact on the gel's deleterious behavior. **Cement And Concrete Research**, [S.L.], v. 83, p. 45-56, maio 2016. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cemconres.2016.01.011>.

WANG, D.; HAN, L.; JU, Y.; ZENG, C.; LI, Z. Bond behavior between reinforcing bar and reactive powder concrete. **Structural Concrete**, [S.L.], v. 23, n. 4, p. 2630-2642, 13 dez. 2021. Wiley. <http://dx.doi.org/10.1002/suco.202100298>.

WANG, J. ; XIAO, F. ; YANG, J. Bond behavior of stainless steel components and concrete: a review. **Structures**, [S.L.], v. 44, p. 1247-1260, out. 2022. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.istruc.2022.08.058>.

XIAO, J. ; LONG, X. ; YE, M. ; JIANG,H. ; LIU,L. ; MO, F. ; DENG, D. ; HUANG, Z. Bond–Slip Law Between Steel Bar and Different Cement-Based Materials Considering Anchorage Position Function. **Front. Mater.** 8:801452, 2021. doi: 10.3389/fmats.2021.801452

XU, Zhenwen; WANG, Tielong; CHEN, Shikun; QIAN, Hao; LIU, Yi; YAN, Dongming. Unified models for bond strength and bond-slip response of deformed rebars in cracked concrete. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 412, p. 134806, jan. 2024. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.134806>.

YANG, S.; HAN, M.; CHEN, X.; SONG, J.; YANG, J. Influence of sulfate crystallization on bond-slip behavior between deformed rebar and concrete subjected to combined actions of dry-wet cycle and freeze-thaw cycle. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 345, p. 128368, ago. 2022. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.128368>.

ZHANG, N. ; GU, Q. ; WU, Y. ; Xin XUE, X. Refined Peridynamic Modeling of Bond-SlipBehaviors between Ribbed Steel Rebar andConcrete in Pull-Out Tests. **Journal of Structural Engineering**, V. 148, Dec. 2022. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0003396](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0003396).



ZHANG, P.; ZHANG, S.; GAO, D.; DONG, F.; LIU, Y.; ZHAO, J.; A SHEIKH, S. Influence of rib parameters on mechanical properties and bond behavior in concrete of fiber-reinforced polymer rebar. **Advances In Structural Engineering**, [S.L.], v. 24, n.1, p. 196-208, 12 ago. 2021. SAGE Publications. <http://dx.doi.org/10.1177/1369433220947196>.

ZHANG, Y.; PAN, Y.; ZHANG, D. A literature review on delayed ettringite formation: mechanism, affect factors and suppressing methods. **Magazine Of Concrete Research**, [S.L.], v. 73, n. 7, p. 325-342, abr. 2021. Thomas Telford Ltd.. <http://dx.doi.org/10.1680/jmacr.20.00268>.

ZHAO, Weiping; ZHU, Binrong. Theoretical model for the bond–slip relationship between ribbed steel bars and confined concrete. *Structural Concrete*, [S.L.], v. 19, n. 2, p. 548-558, 14 ago. 2017. Wiley. <http://dx.doi.org/10.1002/suco.201700008>.

ZHENG, Y.; FAN, C.; MA, J.; WANG, S.. Review of research on Bond–Slip of reinforced concrete structures. **Construction And Building Materials**, [S.L.], v. 385, p. 131437, jul. 2023. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.131437>.

ZHYCHKOVSKA, O. ; SHEIKH, S. Bond and Anchorage Behavior of Alkali-Silica Reactive Concrete. **ACI Structural Journal**, V. 118, No. 3, May 2021. MS No. S-2020-258, doi: 10.14359/51730533.