

**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO**

Escola de Engenharia de São Carlos

**Análise numérica voltada aos comportamentos térmico e termoestrutural de vigas mistas de aço e concreto com agregado reciclado em temperaturas elevadas**

**JUAN LUÍS GOMES IBIAPINA**

Dissertação de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.



JUAN LUÍS GOMES IBIAPINA

**Análise numérica voltada aos comportamentos térmico e termoestructural de vigas mistas de aço e concreto com agregado reciclado em temperaturas elevadas**

VERSÃO CORRIGIDA

A versão original encontra-se na Escola de Engenharia de São Carlos

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Mestre em Ciências.

Área de Concentração: Estruturas

Orientador: Profa. Dra. Alessandra Lorenzetti de Castro

SÃO CARLOS

2023

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Prof. Dr. Sérgio Rodrigues Fontes da EESC/USP com os dados inseridos pelo(a) autor(a).

Ibiapina, Juan Luis Gomes

I12a      Análise numérica voltada aos comportamentos térmico e termoestrutural de vigas mistas de aço e concreto com agregado reciclado em temperaturas elevadas / Juan Ibiapina; orientador Alessandra Lorenzetti de Castro. São Carlos, 2023.

Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) e Área de Concentração em Estruturas -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2023.

1. viga mista de aço e concreto. 2. agregado reciclado. 3. comportamento termoestrutural. 4. incêndio. 5. análise numérica. I. Título.

## FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **JUAN LUÍS GOMESIBIAPINA**.

Título da dissertação: "Análise numérica voltada aos comportamentos térmico e termoestructural de vigas mistas de aço e concreto com agregado reciclado em temperaturas elevadas".

Data da defesa: 31/07/2023.

### **Comissão Julgadora**

### **Resultado**

Prof. Associado **Jorge Munaiar Neto**

**(Presidente Designado)**

(Escola de Engenharia de São Carlos — EESC/USP)

*Aprovado*

Prof. Dr. **José Carlos Lopes Ribeiro**

(Universidade Federal de Viçosa/UFV)

*Aprovado*

Prof. Dr. **Ronaldo Rigobello**

(Universidade Tecnológica Federal do Paraná/UTFPR)

*Aprovado*

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

(Engenharia de Estruturas):

Prof. Associado **Ricardo Carrazedo**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:

Prof. Titular **Carlos De Marqui Junior**

## AGRADECIMENTOS

Inicialmente, gostaria de agradecer aos meus pais por todo suporte durante esses anos, Maria de Jesus Gomes Ibiapina e José Gomes Ibiapina (*In memoriam*). A estrada em que caminho hoje foi ladrilhada por eles, minha tarefa é apenas caminhar até o mais longe que eu possa conseguir. Mais uma vez, obrigado por acreditarem nos meus sonhos.

Aos meus irmãos, Filho, Vinícius e Maria Lícia pelo companheirismo. À minha noiva, Sofia, pela presença, companheirismo, pelas palavras de incentivo e por ser referência para mim em tudo que faz.

Aos amigos da ala de mestrado, em especial ao pessoal da ME-02 e da ME-04 de 2021, por ter tornado a estadia em São Carlos divertida e prazerosa. Também agradeço à companhia e espírito de equipe.

À minha orientadora, Profa. Alessandra Lorenzetti de Castro pela orientação, essencial ajuda com o texto, por todas as reuniões e pelo incentivo. Ao meu “coorientador” Prof. Jorge Munaiar Neto pela prontidão em ajudar, pelas pontuações de forma a agregar o texto final da dissertação.

Aos docentes do Departamento de Engenharia de Estruturas (SET) pelo ensino de qualidade e dedicação. A todos os funcionários do SET que fazem o Departamento ser a referência que é.

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

“Tudo o que temos que decidir é o que  
fazer com o tempo que nos é dado”  
Gandalf, o cinzento





## RESUMO

IBIAPINA, J. L. G. **Análise numérica voltada aos comportamentos térmico e termoestrutural de vigas mistas de aço e concreto com agregado reciclado em temperaturas elevadas**. 2023. 212 p. Dissertação (Mestrado em Ciências - Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas)) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2023.

Os resíduos de construção e demolição têm sido aplicados há bastante tempo em obras de pavimentação, no entanto seu uso em concretos estruturais ainda é incipiente. A aplicação desse resíduo pode contribuir para a redução dos impactos ambientais, assim como para a melhoria das propriedades do concreto em situação de incêndio. Como as propriedades dos agregados reciclados de concreto, cimentício e mistos são diferentes das propriedades dos agregados naturais, é fundamental compreender essas diferenças e identificar como potencializar seu uso em concretos. Nesse contexto, o objetivo do presente trabalho consistiu em analisar, via abordagem numérica, o uso de agregado reciclado cimentício em substituição aos agregados naturais na fabricação de concretos estruturais usados no recobrimento parcial de um perfil de viga de aço submetida à ação de incêndio. Para tanto, foram realizadas análises numéricas por meio de código computacional elaborado com base no Método dos Elementos Finitos (MEF), considerando a distribuição de temperatura na seção transversal da viga com vistas ao comportamento termoestrutural em situação de incêndio. A calibração foi executada com base em resultados de caracterização de materiais obtidos por ensaios realizados no Laboratório de Estruturas do Departamento de Engenharia de Estruturas (SET). Em relação aos resultados, foi observado que o concreto com agregados cimentícios protegeu o perfil metálico. A substituição apresentou tendência de melhorar a capacidade resistente em situação de incêndio, tendo em vista a menor difusividade térmica do concreto com ARCI. Também foram realizadas análises paramétricas, se observando que o perfil de aço governa ambos os comportamentos, em temperatura ambiente e em situação de incêndio, não se notando diferenças significativas de comportamento termoestrutural em resposta ao tipo de agregado reciclado estudado. Como último modelo paramétrico, foi feita a utilização das equações propostas pela NBR 15200:2012 de maneira a representar o comportamento térmico do ARCI, fato que se mostrou ser a favor da segurança, visto sua falha prematura em relação as outras metodologias. Vale destacar que resultados numéricos se mostraram consistentes em relação aos fenômenos observados experimentalmente, de modo a permitir considerar como satisfatórias as respostas obtidas com a modelagem, demonstrando que a metodologia aqui proposta pode ser aplicada em estudos futuros.

**Palavras-chave:** viga mista de aço e concreto; agregado reciclado; comportamento termoestrutural; incêndio; análise numérica.



## ABSTRACT

IBIAPINA, J. L. G. **Thermal and thermomechanical numerical assessment of composite steel concrete beams with recycled aggregate in high temperatures.** 2023. 212 p. Dissertation (M. Sc. in Civil Engineering (Structural Engineering)) – School of Engineering of São Carlos, University of São Paulo, São Carlos, 2023.

The demolition material has been widely used in paving work industry, however the application of this kind of material in structural engineering is incipient. The use of this aggregate can contribute to achieve a sustainable environment and can improve the performance of concrete under fire circumstances. The thermal proprieties of the recycled aggregate are different than the natural aggregates, thus is key to achieve a better understanding of how to get the full potential of this replacement in structural concretes. The aim of this present work was to numerically analyze the replacement effect of the natural aggregate to a cementitious aggregate in partially covering a steel concrete beam under fire conditions. To accomplish this, several numerical analyzes were made in a software that employ the Finite Element Method (FEM), considering the thermal behavior of the section and the thermomechanical behavior under fire. The validation of the study was made with the result of experimental studies that took place in the Structure Engineering Laboratory of the Structural Department (SET) of the University of São Paulo/EESC USP. The results showed that the concrete with cementitious aggregate protected the steel beam. The replacement demonstrated tendency to improve the structural capability of the steel concrete beam in fire circumstances, because of the better thermal proprieties of the recycled aggregates. In other parametric analysis the steel beam leads both the mechanical and the thermomechanical behavior of the beam, that way there were no big discrepancies between the performance regarding the kind of recycled aggregate. The last parametric study was conducted to analyze the usability of the NBR 15200:2012 thermal equations referring to a concrete with natural aggregate in a concrete with recycled cementitious aggregate. In fact, the results have shown that this could be made as the failure was earlier when compared with the other method. Finally, the study presented consistent results related to what was observed experimentally, showing good numerical responses about the flexural behavior of the steel concrete beam under fire conditions. Therefore, it shows that the methodology can be used in further studies.

**Keywords:** partially encased composite beams; recycled aggregate concrete; thermomechanical behavior; fire; finite element analysis.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Exemplos de vigas mistas .....	35
Figura 2.2 – Viga mista parcialmente revestida ensaiada por De Nardin e El Debs (2009) ....	37
Figura 2.3 – Modelo analítico proposto por Kindmann <i>et al.</i> (1993).....	40
Figura 2.4 – Configuração de forno utilizada.....	43
Figura 2.5 – Seções transversais de vigas mistas ensaiadas .....	43
Figura 2.6 – Resultado do campo térmico numérico e experimental .....	44
Figura 2.7 – Modelo termomecânico analítico em comparação com o experimental visto em Kodaira <i>et al.</i> (2004).....	45
Figura 2.8 – Configuração de viga mista utilizada.....	46
Figura 2.9 – Deslocamento no meio do vão em função do tempo de ensaio .....	47
Figura 2.10 – Composição do ensaio utilizada.....	48
Figura 2.11 – Configuração do forno empregada.....	48
Figura 2.12 – Campo térmico numérico e experimental da configuração VMPR-R .....	49
Figura 2.13 – Deslocamento no meio do vão em função do tempo .....	50
Figura 2.14 – Comparação entre o modelo termoestrutural experimental e numérico .....	51
Figura 2.15 – Perda de aderência normalizada.....	52
Figura 2.16 – Configuração estudada .....	52
Figura 2.17 – Malha de elementos finitos do estudo de Alberio <i>et al.</i> (2019) .....	53
Figura 2.18 – Primeira bateria de validação .....	54
Figura 2.19 – Segunda bateria de validação .....	55
Figura 2.20 – Resistência à compressão residual de concretos em elevadas temperaturas.....	59
Figura 2.21 – Resistência à compressão relativa de concretos feitos com ARC.....	60
Figura 2.22 – Redução da resistência à compressão do concreto em elevadas temperaturas. 1- Resistência do concreto com agregado silicoso, 2- Resistência do concreto com agregado calcáreo, 3 – C55/67, C60/75, 4 – C70/85, C80/95, 5 – C90/105 .....	64
Figura 2.23 – Diagrama clássico de tensão-deformação do concreto à compressão.....	69
Figura 2.24 – Característica do diagrama tensão-deformação do concreto.....	71
Figura 2.25 – Diagrama tensão-deformação com variação da temperatura com diferentes níveis.....	72
Figura 2.26 – Redução da condutividade térmica com o aumento da temperatura.....	77
Figura 2.27 – Comparação entre estudos da condutividade térmica com a temperatura .....	78
Figura 2.28 – Curva do calor específico com a elevação da temperatura .....	80
Figura 2.29 – Calor específico para concreto com agregados graúdos basálticos .....	80

Figura 2.30 – Comparação com o Eurocode e o ASCE .....	81
Figura 2.31 – Comparação do calor específico com Laneyrie <i>et al.</i> (2016).....	82
Figura 2.32 – Expansão térmica (a) Agregados, (b) concreto com agregados indicados.....	83
Figura 2.33 – Expansão térmica comparativa .....	83
Figura 2.34 – Esquema ilustrativo do spalling .....	86
Figura 2.35 – Queda da resistência do aço com o aumento da temperatura.....	88
Figura 2.36 – Queda do módulo de elasticidade do aço com o aumento da temperatura .....	89
Figura 2.37 – Composição dos ensaios mecânicos (a) Perfil metálico, (b) VMPR, (c) Concretagem da região entre abas .....	97
Figura 2.38 – Gráfico força x deslocamento em temperatura ambiente.....	97
Figura 2.39 – Componentes para aplicação da carga .....	98
Figura 2.40 – Posicionamento das vigas no forno.....	99
Figura 2.41 – Deslocamentos no meio do vão em elevadas temperaturas .....	100
Figura 2.42 – Carga aplicada durante o ensaio termomecânico .....	100
Figura 2.43 – Curvas de temperatura do forno e a ISO 834-1:199 .....	101
Figura 2.44 – Configuração adotada para medição de temperatura nas seções 2, 3 e 4.....	102
Figura 3.1 – Seção transversal analisada .....	106
Figura 3.2 – Modelo utilizado .....	107
Figura 3.3 – Condições de contorno.....	108
Figura 3.4 – Restrição aplicada na superfície da prensa.....	108
Figura 3.5 – Razão entre energia artificial e energia interna.....	109
Figura 3.6 – Força x deslocamento com malhas diferentes.....	111
Figura 3.7 – Gráfico força x deslocamento das análises adicionais .....	112
Figura 3.8 – Malha de elementos finitos utilizada.....	112
Figura 3.9 – Gráfico de força x deslocamento no meio do vão com variação do parâmetro de contato .....	114
Figura 3.10 – Força x deslocamento no meio do vão apenas para o elemento puramente metálico .....	115
Figura 3.11 – Comparação entre o parâmetro numérico escolhido e o gráfico experimental	116
Figura 3.12 – Critério de Drucker-Prager modificado e critério original.....	117
Figura 3.13 – Ângulo de dilatância e excentricidade .....	118
Figura 3.14 – Correção da forma da seção transversal ( $K_c$ ) .....	118
Figura 3.15 – Diagramas tensão x deformação dos concretos .....	119

Figura 3.16 – Diagrama tensão x deformação do concreto de referência e para o concreto com agregados graúdos cimentícios .....	121
Figura 3.17 – Curvas de dano à compressão aplicadas a cada modelo .....	122
Figura 3.18 – Curvas tensão x abertura de fissura à compressão .....	123
Figura 3.19 – Curva de dano x abertura de fissura à tração .....	124
Figura 3.20 – Diagrama tensão x deformação para os elementos metálicos.....	125
Figura 3.21 – Curva força x deslocamento vertical no meio do vão para a viga com o concreto de referência .....	128
Figura 3.22 – Comparativo do panorama de fissuração .....	129
Figura 3.23 – Gráfico força x deslocamento para a viga mista com concreto com agregados graúdos cimentícios .....	130
Figura 3.24 – Panorama de fissuração VR-2.....	130
Figura 4.1– Malha de elementos finitos para modelagem bidimensional .....	134
Figura 4.2 – Curvas de temperatura obtidas do forno .....	140
Figura 4.3 – Posição dos termopares analisados .....	140
Figura 4.4 – Evolução de temperatura nas seções transversais do elemento e do modelo numérico para a viga de referência.....	143
Figura 4.5 – Resumo do desempenho dos termopares da viga de referência.....	146
Figura 4.6 – Evolução de temperatura nas seções transversais do elemento e do modelo numérico para a VMPR com agregados graúdos reciclados .....	148
Figura 4.7 – Resumo do desempenho dos termopares para a viga com agregados graúdos de concreto .....	151
Figura 4.8 – Deslocamento no meio do vão em função da exposição ao incêndio dos modelos propostos.....	157
Figura 4.9 – Deslocamento em função do tempo de exposição ao incêndio da viga mista de referência .....	158
Figura 4.10 – Deslocamento em função do tempo de exposição ao incêndio da viga com ARCI de base graúda.....	159
Figura 4.11 – Deslocamento em função do tempo de exposição ao incêndio da VMPR com concreto com ARC graúdo .....	160
Figura 4.12 – Comparação entre os modelos VN-0 e VR-2.....	161
Figura 5.1 – Comportamento térmico VR-3.....	166
Figura 5.2 – Resumo do comportamento dos termopares .....	168
Figura 5.3 – Calibração mecânica VR-3 .....	169

Figura 5.4 – Deslocamento em função da exposição ao incêndio da VR-3 .....	170
Figura 5.5 – Deslocamento da viga de referência em função do tempo de exposição à ISO 834-1:1999.....	171
Figura 5.6 – Deslocamento da VMPR VR-2 em função do tempo de exposição à ISO 834-1:1999 .....	172
Figura 5.7 – Deslocamento da VMPR VR-3 em função do tempo de exposição à ISO 834-1:1999 .....	173
Figura 5.8 – Deslocamento das VMPR em função do tempo de exposição à ISO 834-1:1999 .....	174
Figura 5.9 – Modelo térmico paramétrico .....	176
Figura 5.10 – Calor específico e condutividade dos modelos de Zhao, Liu e Yang (2018) e o da ABNT NBR 15200:2012 .....	177
Figura 5.11 – Deslocamento do modelo termomecânico com os dados da ABNT NBR 15200:2012.....	177
Figura 5.12 – Expansões térmicas proposta para o ARC de Zhao, Liu e Yang (2018) e o que propõe a ABNT NBR 15200:2012 .....	178
Figura A.1 – Ilustração da filtragem realizada.....	199
Figura A.2 – Diferença entre cocitação e acoplamento bibliográfico .....	200
Figura A.3 – Gráfico com o número de publicações e citações ao longo do tempo .....	201
Figura A.4 – Mapa de citação de documentos.....	203
Figura A.5 – Zoom para a região de interesse .....	204
Figura A.6 – Mapa de cocitação .....	206
Figura A.7 – Mapa de acoplamento bibliográfico .....	208
Figura A.8 – Mapa de rede da parceria entre países.....	208
Figura A.9 – Mapa de palavras.....	209



## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Valores da relação entre temperatura e o coeficiente $k_c$ , $\theta$ .....	65
Tabela 2.2 – Valores da deformação específica em função da temperatura $\theta$ .....	70
Tabela 2.3 – Densidade dos concretos utilizados .....	74
Tabela 2.4 – Condutividade térmica de concreto com agregados graúdos basálticos.....	75
Tabela 2.5 – Valores das relações $k_s$ , $\theta$ e $k_{Es}$ , $\theta$ para aços de armadura passiva.....	88
Tabela 2.6 – <b>parâmetros observados em Simões (2022)</b> .....	96
Tabela 3.1 – Análises realizadas.....	110
Tabela 3.2 – Análises de refinamento adicionais.....	111
Tabela 3.3 – Resumo das características utilizadas no modelo de plasticidade do concreto..	119
Tabela 3.4 – Comparação dos resultados dos ensaios e dos modelos numéricos em temperatura ambiente.....	127
Tabela 3.5 – Momentos resistentes obtidos com e sem fator de segurança.....	131
Tabela 3.6 – Momentos resistentes das vigas mistas.....	131
Tabela 4.1 – Coeficientes do $x_1$ a $x_5$ .....	136
Tabela 4.2 – Tabela com os valores de densidade utilizados na modelagem.....	138
Tabela 4.3 – Valores de condutividade utilizados na modelagem.....	138
Tabela 4.4 – Valores de calor específico utilizados na modelagem .....	139
Tabela 4.5 – Testes de sensibilidade realizados.....	155



**LISTA DE QUADROS**

Quadro 1 – Artigos detectados em contexto nacional .....210



## LISTA DE SÍMBOLOS E SIGLAS

Ø	Diâmetro
°C	Grau Celsius
a/c	Relação água/cimento
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISC	American Institute of Steel Construction
ASCE	American Society of Civil Engineers
ARC	Agregado de resíduo de concreto
ARCO	Agregado reciclado de concreto
ARCI	Agregado reciclado cimentício
ARM	Agregado de resíduo misto
ASTM	American Society for Testing and Materials
C1	Concreto de referência Concreto
C2	Concreto produzido somente com areia reciclada (ARM)
C3	Concreto produzido somente com agregado graúdo reciclado (ARM)
C4	Concreto produzido com agregados graúdo e miúdo (ARM)
C5	Concreto produzido somente com areia reciclada (ARC)
C6	Concreto produzido somente com agregado graúdo reciclado (ARC)
C7	Concreto produzido com agregados graúdo e miúdo (ARC)
CEB-FIP	Comité Euro-International du Béton - Federation Internationale de la Precontrainte
cm	Centímetro
cm <sup>3</sup>	Centímetro cúbico
CDP	Concrete damaged plasticity
CONAMA	Conselho Nacional do Meio Ambiente
C-S-H	Silicato de Cálcio Hidratado
F <sub>ck</sub>	Resistência característica à compressão
FIB	Fédération Internationale du Béton
FLA	Flambagem local da alma
FLM	Flambagem local da mesa comprimida
FLT	Flambagem lateral com torção
GPa	Gigapascal
h	Hora
ISO	International Organization for Standardization

J	Joule
K	Kelvin
kg	Quilograma
kN	Quilonewton
M1	Modelo numérico adotando não-linearidade geométrica, CDP variando com temperatura, incluindo não linearidade de contato, sendo esta penalizada com a elevação da temperatura
M2	Modelo numérico adotando não-linearidade geométrica, CDP variando com temperatura, incluindo não linearidade de contato, sem a penalização com a elevação da temperatura
M3	Modelo numérico sem não-linearidade geométrica, CDP variando com temperatura, incluindo não linearidade de contato, sendo esta penalizada com a elevação da temperatura
M4	Modelo numérico incluindo não-linearidade geométrica, CDP variando com temperatura, sem não linearidade de contato, com contato perfeito entre aço e concreto
M5	Modelo numérico sem não-linearidade geométrica, CDP variando com temperatura, sem não linearidade de contato, com contato perfeito entre aço e concreto
m	Metro
m <sup>3</sup>	Metro cúbico
mm	milímetro
MEF	Método dos Elementos Finitos
min	Minuto
MPa	Megapascal
LE/EESC/USP	Laboratório de Estruturas do Departamento de Engenharia de Estruturas
NBR	Norma brasileira
RCD	Resíduo de construção e demolição
SET	Departamento de Engenharia de Estruturas
SciELO	Scientific Electronic Library Online
T1	Termopar 1
T2	Termopar 2
T3	Termopar 3
T4	Termopar 4

T5	Termopar 5
T6	Termopar 6
T7	Termopar 7
T8	Termopar 8
T9	Termopar 9
TEMAC	Teoria do Enfoque Meta-Analítico Consolidado
VMPR	Viga mista parcialmente revestida
VN-0	Viga mista parcialmente preenchida com concreto produzido com agregados naturais, sendo o gráudo de base basáltica
VR-1	Viga mista parcialmente preenchida com concreto produzido com 100% de areia reciclada do tipo ARCI
VR-2	Viga mista parcialmente preenchida com concreto produzido com 100% de brita reciclada do tipo ARCI
VR-3	Viga mista parcialmente preenchida com concreto produzido com 100% de agregados reciclados do tipo ARCI
W	Watt
WoS	Web of Science

## Sumário

<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>27</b>
1.1 OBJETIVOS .....	29
1.2 JUSTIFICATIVA .....	29
1.3 METODOLOGIA.....	30
1.4 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO.....	31
<b>2 ESTADO DA ARTE.....</b>	<b>34</b>
2.1 VIGAS MISTAS PARCIALMENTE REVESTIDAS COM CONCRETO CONVENCIONAL .....	34
2.2 MODELOS ANALÍTICOS PARA A DETERMINAÇÃO DA CAPACIDADE RESISTENTE À FLEXÃO DE VIGAS MISTAS PARCIALMENTE REVESTIDAS EM TEMPERATURA AMBIENTE .....	37
2.3 VIGAS MISTAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO.....	42
2.4 ESTUDOS IDENTIFICADOS ATRAVÉS DA REVISÃO BIBLIOGRÁFICA SISTEMATIZADA .....	51
2.5 AGREGADOS RECICLADOS – UM POUCO DE HISTÓRIA.....	55
2.6 CONCRETO PRODUZIDO COM AGREGADOS RECICLADOS.....	57
2.7 ESTRUTURAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO.....	62
2.7.1 Resistência mecânica à compressão .....	63
2.7.2 Resistência mecânica à tração .....	67
2.7.3 Módulo de elasticidade.....	68
2.7.4 Relação tensão-deformação.....	69
2.7.5 Densidade.....	73
2.7.6 Condutividade térmica.....	74
2.7.7 Calor específico .....	78
2.7.8 Alongamento.....	82
2.7.9 Influência da relação água/cimento .....	84
2.7.10 O <i>spalling</i> do concreto.....	85
2.7.11 Propriedades do aço.....	86
2.7.12 Transferência de calor .....	90
2.7.13 Modelagem numérica de problemas envolvendo altas temperaturas .....	92
2.7.14 Resultados de ensaios que serviram como parâmetros de entrada para modelagens numéricas contidas neste estudo .....	94



2.8 CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	102
<b>3 ANÁLISE NUMÉRICA DE VIGA MISTA EM TEMPERATURA AMBIENTE ....</b>	<b>105</b>
3.1 GEOMETRIA DO MODELO .....	106
3.2 CONDIÇÕES DE CONTORNO .....	107
3.3 MALHA.....	108
3.4 CONTATO ENTRE OS ELEMENTOS .....	113
3.5 MODELOS CONSTITUTIVOS .....	116
3.5.1 Modelo de plasticidade do concreto .....	116
3.5.2 Comportamento do concreto à compressão.....	119
3.5.3 Comportamento do concreto à tração.....	122
3.5.4 Modelo constitutivo dos elementos em aço.....	124
3.5.5 Sobre o método de solução.....	125
3.6 RESULTADOS E DISCUSSÕES .....	127
3.6.1 VMPR com concreto convencional – VN-0.....	127
3.6.2 VMPR com concreto produzido a partir de agregados reciclados de concreto – VR-2	129
3.6.3 Comparação da capacidade resistente das VMPR com procedimentos analíticos .....	131
<b>4 ANÁLISE NUMÉRICA DE VIGA MISTA EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO .....</b>	<b>133</b>
4.1 ANÁLISE NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO TÉRMICO DE VIGA MISTA EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO.....	133
4.2 GEOMETRIA, MALHA E CONDIÇÕES DE CONTORNO .....	134
4.3 PROPRIEDADES TÉRMICAS DOS MATERIAIS .....	137
4.3.1 Densidade.....	137
4.3.2 Condutividade térmica.....	138
4.3.3 Calor específico .....	139
4.3.4 Resultados e discussões – Modelagem térmica.....	140
4.3.5 Considerações sobre a modelagem térmica.....	151
4.4 ANÁLISE NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO TERMOESTRUTURAL DE VIGA MISTA.....	154
4.4.1 Elaboração do modelo termomecânico de referência.....	154
4.4.2 Elaboração do modelo termomecânico da viga com ARCI graúdo (VR-2).....	157
4.4.3 Resultados e discussões – Modelagem termomecânica .....	157
<b>5 ANÁLISES PARAMÉTRICAS .....</b>	<b>163</b>

5.1 MODELAGEM DA VMPR COM SUBSTITUIÇÃO TOTAL DOS AGREGADOS POR BASE RECICLADA (VR-3).....	164
5.1.1 Comportamento térmico VR-3 .....	164
5.1.2 Comportamento termomecânico VR-3.....	169
5.2 VMPR – VN-0 SUBMETIDAS À CURVA ISO 834-1:1999.....	170
5.3 VMPR – VR-2 SUBMETIDAS À CURVA ISO 834-1:1999 .....	171
5.4 VMPR – VR-3 SUBMETIDAS À CURVA ISO 834-1:1999 .....	172
5.5 DESEMPENHO TERMOESTRUTURAL DAS TRÊS VIGAS .....	173
5.6 UTILIZAÇÃO DA ABNT NBR 15200:2012 PARA REPRESENTAR O CONCRETO COM ARCI.....	175
5.7 CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	178
<b>6 CONCLUSÕES.....</b>	<b>180</b>
5.8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	182
<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>183</b>
<b>ANEXO A.....</b>	<b>198</b>
<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA SISTEMATIZADA .....</b>	<b>198</b>

# 1 INTRODUÇÃO

---

O fogo sempre esteve presente na sociedade sob a forma de fenômenos naturais, como erupções de vulcões e raios. Esses eventos são fontes naturais para a ocorrência de incêndios. O domínio do fogo e seu uso como ferramenta propiciou grande desenvolvimento para a civilização humana. Além de progresso, o fogo também possibilitou a ocorrência de grandes desastres, principalmente devido à concentração das pessoas em espaços construídos pelo homem, isto porque a ação do fogo sobre as estruturas pode ter um impacto devastador.

Elementos estruturais em situação de incêndio perdem capacidade resistente, tendo em vista as reduções significativas identificadas na resistência e na rigidez (módulo de elasticidade), bem como a interferência em propriedades térmicas dos materiais constituintes. Estruturas metálicas possuem características que potencializam a perda de rigidez e estabilidade sob a ação do fogo, como a elevada esbeltez e a alta condutividade térmica do aço, que permite um rápido aquecimento de toda seção transversal do elemento e proporciona uma rápida degradação das suas propriedades mecânicas.

Há diversas pesquisas na literatura que discutem sobre métodos para proteger o elemento estrutural metálico quando exposto ao fogo, sejam eles pinturas intumescentes, (LUCHERINI; GIULIANI; JOMAAS, 2018), (LUCHERINI; MALUK, 2019), (WANG; WANG; ZENG, 2021), revestimentos retardante de chamas (COSTES *et al.*, 2017), (QIU *et al.*, 2018), (YANG *et al.*, 2019) e a combinação de diferentes materiais, os chamados elementos mistos, formados pela combinação do aço com algum outro material de construção, como madeira ou concreto (YU *et al.*, 2020).

O concreto, intrinsecamente, possui boas características frente à ação do fogo. Isso se deve às grandes dimensões e às baixas difusividade e condutividade térmica do material. Assim, combinando aço e concreto, se consegue, além de proteger o elemento metálico, usar as características resistentes do concreto a favor dos critérios de projeto. Como ponto negativo, pode-se verificar a ocorrência de “*spalling*”, fenômeno que promove lascamento na superfície do concreto devido à ocorrência de tensões internas.

O concreto é um material empregado massivamente na cadeia produtiva da construção civil, e temas como o esgotamento de recursos naturais para a sua produção são discutidos frequentemente (ANGULO; FIGUEIREDO, 2011), (WANG *et al.*, 2021). Desse modo, a questão da sustentabilidade do concreto tem cada vez mais destaque na tecnologia do

material. Normalmente, essa questão é abordada pela redução do consumo de cimento, incorporação de adições minerais que normalmente são resíduos ou subprodutos industriais, e pela substituição de agregados naturais no concreto por agregados reciclados obtidos a partir de resíduos de construção e demolição.

Assim, uma das formas de tornar a utilização do concreto mais sustentável é reinserir na cadeia produtiva resíduos de construção e demolição, por meio do uso de agregados reciclados (ZEGA; DI MAIO, 2006), (XIAO; ZHANG, 2007). Além dessa tendência sustentável, concretos com agregados reciclados têm apresentado melhor desempenho do que concretos convencionais, produzidos com agregados naturais, em situação de incêndio (ZEGA; DI MAIO, 2009), (SARHAT; SHERWOOD, 2013), (KOU; POON; ETXEBERRIA, 2014), (KHALIQ; TAIMUR, 2018). Desse modo, a aplicação de agregados reciclados na composição dos concretos estruturais pode proteger o perfil metálico em um elemento misto de aço e concreto nessa condição de exposição.

No entanto, ao tratar sobre o comportamento dos agregados em situação de incêndio, pouco se sabe sobre o desempenho de concretos estruturais produzidos com agregados reciclados de concreto e mistos, ou seja, é necessário o desenvolvimento de mais estudos na área (KHALAF; DEVENNY, 2004), (VIEIRA; CORREIA; DE BRITO, 2011), (FERNANDES *et al.*, 2021). Sabe-se que os agregados compõem a maior parte do volume de concreto, logo tratar sobre a mitigação do uso de agregados naturais e estudar o desempenho dos agregados reciclados sob essa ação excepcional pode ser de relevância.

Para o correto entendimento do funcionamento da estrutura quanto à exposição ao fogo é necessária a realização de diversas campanhas experimentais. Esses experimentos são muito dispendiosos, e modelos numéricos podem ser um excelente complemento ao desenvolvimento do conhecimento sobre este comportamento. No entanto, há poucos estudos numéricos sobre o tema (FERNANDES *et al.*, 2021).

Os modelos computacionais, normalmente baseados em análises via elementos finitos, auxiliam na resolução de inúmeros problemas, por permitir a concepção com precisão de inúmeros modelos físicos. Portanto, com o uso dessas ferramentas computacionais alinhadas à teoria elucidada, busca-se contribuir para um melhor entendimento do comportamento desse tipo de estrutura, auxiliando na segurança de estruturas em situação de incêndio e contribuindo para uma maior sustentabilidade com o uso de agregados reciclados no concreto.

## 1.1 OBJETIVOS

O objetivo geral do trabalho é avaliar, por meio de uma abordagem numérica, o comportamento termoestructural de vigas mistas de aço e concreto, utilizando concreto com agregado reciclado para recobrimento parcial do perfil da viga de aço em situação de incêndio.

A partir do exposto como objetivo geral, para os objetivos específicos propõe-se:

- Estudar a influência do agregado reciclado na distribuição de temperatura na seção transversal do elemento, comparando com um concreto produzido com agregados naturais.
- Avaliar o comportamento térmico de vigas de aço parcialmente preenchidas com concreto constituído de agregados reciclados em situação de incêndio.
- Analisar a influência da dimensão do agregado reciclado, por meio de sua fração graúda e miúda, na distribuição de temperatura na seção transversal do elemento.
- Estudar o comportamento termoestructural de vigas de aço parcialmente preenchidas com concreto constituído de agregados reciclados em situação de incêndio.
- Avaliar as propriedades térmicas para concretos apresentadas em normas a fim de verificar sua efetividade de aplicação na proteção do perfil de aço quanto à ação de incêndio.

## 1.2 JUSTIFICATIVA

O concreto é o material de construção mais usado no mundo, e seu uso é responsável por grande consumo de recursos naturais e elevada taxa de emissão de gás carbônico na atmosfera. Resíduos de construção e demolição representam grande fonte de desperdício e, com o desenvolvimento urbano, esse desperdício tende a ser mais elevado. Atualmente, quando se trata sobre a reciclagem desse material, normalmente se fala da aplicação desse resíduo em obras de pavimentação, sendo seu uso para fins estruturais pouco comentado. Além disso, a expansão do uso de agregados reciclados permite que as empresas beneficiadoras desse tipo de resíduo se localizem mais próximas das zonas de construção, reduzindo o custo com o transporte. Isto é um ponto importante, já que o custo com transporte do agregado corresponde a uma grande fatia da composição do preço final desse material.

A utilização de agregados reciclados na fabricação de novas peças de concreto estrutural, além de reinserir o material na cadeia produtiva, pode ser capaz de melhorar o

desempenho da estrutura em situação de incêndio, principalmente no caso de agregados reciclados mistos cujos valores de condutividade térmica e de expansão, por exemplo, são inferiores aos dos agregados naturais, ou seja, conduzem menos calor e possuem coeficiente de expansão inferior aos agregados comuns, promovendo uma barreira térmica mais eficiente. No caso de agregados reciclados de concreto, suas propriedades térmicas tendem a ser parecidas com as propriedades da pasta de cimento, promovendo uma melhor estabilidade térmica, no que se refere à expansão.

Em adição à alteração do comportamento microestrutural, a exposição de uma estrutura ao fogo é uma ameaça à sua estabilidade. Portanto, o entendimento do comportamento do elemento em situação de incêndio é de grande importância.

A utilização de técnicas de modelagem numérica para análise de problemas de engenharia, além de poupar recursos humanos e financeiros, também auxilia na forma de ferramenta adicional às análises experimentais. Quando calibrados corretamente, os modelos numéricos podem fornecer bons resultados e, com os avanços computacionais, permite cada vez mais e melhor estudar problemas mais complexos. Além disso, o desenvolvimento de modelos paramétricos possibilita a expansão do estudo inicial, permitindo estudar a influência de outras características em algum parâmetro escolhido.

Desse modo, a combinação dos itens discutidos anteriormente, sob a luz da modelagem numérica, auxiliará no estudo da distribuição de temperatura na seção transversal de uma viga mista de aço e concreto, como também do comportamento termoestrutural do elemento e, por fim, permitirá avaliar a influência dos agregados reciclados cimentícios no concreto sob situação de incêndio.

### 1.3 METODOLOGIA

Com a finalidade de cumprir os objetivos previamente mencionados, divide-se a metodologia em etapas compreendidas majoritariamente em: revisão bibliográfica, modelagem numérica do problema, análise numérica de viga mista em temperatura ambiente, análise numérica de viga mista em situação de incêndio e modelos paramétricos.

A etapa inicial abarcou o levantamento bibliográfico, em que foi realizado o estudo sobre vigas mistas parcialmente revestidas com concreto convencional, vigas mistas parcialmente revestidas com concreto convencional em situação de incêndio, o comportamento dos materiais concreto e aço em situação de incêndio e o comportamento de

agregados reciclados em situação de incêndio, com o objetivo de identificar as características que influenciam no comportamento termomecânico dos materiais e do sistema estrutural.

Para o comportamento dos agregados reciclados de concreto e mistos no estado endurecido e sob ação de incêndio, a pesquisa bibliográfica focou na observação de características que podem ser exploradas para a proteção de um perfil metálico tipo I em uma viga mista de aço e concreto, com o intuito de avaliar a possibilidade da aplicação desse tipo de agregado na fabricação de concretos estruturais. Em resumo, os estudos avaliados foram apresentados de duas maneiras, uma revisão bibliográfica narrativa e uma revisão bibliográfica sistematizada.

Por fim, na revisão bibliográfica sistemática, que se encontra no Anexo A, foram abordados estudos que tiveram como tema principal, a modelagem numérica desse tipo de elemento estrutural em situação de incêndio, para identificar técnicas de modelagem apropriadas e parâmetros estudados. Dessa forma, em uma segunda etapa, foram desenvolvidos vários modelos numéricos baseados em elementos finitos, utilizando o programa ABAQUS®, de maneira a buscar a melhor representação numérica para o fenômeno estudado. Nesta etapa, foram desenvolvidos modelos mecânicos, térmicos e termoestruturais.

As modelagens numéricas foram validadas com base em um estudo experimental realizado no Laboratório de Estruturas do Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo (LE/SET/EESC/USP). Com os modelos calibrados, as análises foram extrapoladas por meio de modelos paramétricos, para identificar o comportamento da estrutura sob a influência de outros parâmetros.

#### 1.4 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

A estrutura da dissertação está dividida em seis capítulos. O primeiro, introduzindo o assunto, abarcando o contexto geral e onde o trabalho está inserido, seguido pelos objetivos, justificativa para o desenvolvimento do estudo e, por fim a metodologia utilizada para desenvolver o trabalho.

No segundo capítulo, é apresentado a primeira seção da revisão bibliográfica, do tipo narrativa, inicia com a abordagem sobre vigas mistas parcialmente revestidas com concreto convencional e vigas mistas parcialmente revestidas com concreto convencional em situação

de incêndio, apresentando estudos relevantes sobre o assunto e finalizando com um apanhado geral sobre os parâmetros mais importantes que foram estudados. Uma revisão bibliográfica sistemática foi realizada para complementar o trabalho, localizando-se no Anexo A. Ela apresenta uma pesquisa do tipo exploratória de abordagem quantitativa, que teve por base a Teoria do Enfoque Meta-Analítico Consolidado (TEMAC). A finalidade dessa revisão foi verificar técnicas de modelagem para o problema, possíveis pontos de expansão do estudo, realizar análises de citações para verificar o histórico de pesquisa do tema e entender a relevância do estudo no meio acadêmico.

O terceiro capítulo é formado pela exposição da análise numérica de viga mista de aço e concreto em temperatura ambiente. Esse item, além de abarcar técnicas de modelagem, apresenta as simplificações do modelo mecânico, geometria, condições de contorno, malha, carregamento, modelos constitutivos, elementos utilizados e calibração do modelo. Por fim, os resultados são discutidos.

O quarto capítulo contempla a análise numérica de viga mista de aço e concreto em situação de incêndio. Nesse item, é apresentada a modelagem térmica e termomecânica, sendo esta última, fundamentalmente, uma extensão da mecânica. Além disso, foi inclusa uma análise de sensibilidade, de maneira a buscar o modo mais assertivo em relação à abordagem do problema. Além disso, são apresentados os resultados de calibração numérica, como também são discutidos os resultados.

O quinto capítulo se refere aos modelos paramétricos desenvolvidos, apresentando a importância da escolha de cada modelo, prosseguindo com a apresentação e discussão dos resultados.

O sexto capítulo consiste nas considerações finais sobre o trabalho, a partir do que foi apresentado no estudo, como também as sugestões para desenvolvimento de trabalhos futuros.





## 2 ESTADO DA ARTE

---

No presente capítulo, por meio de extensa revisão bibliográfica estudos relevantes identificados são apresentados em estilo narrativo. Além disso, disserta-se sobre parâmetros importantes para o entendimento do comportamento dos materiais em temperatura ambiente e em situação de incêndio, como também sobre procedimentos para uma simulação numérica adequada. Por fim, são exibidos os itens pertinentes acerca dos estudos experimentais que foram utilizados como base das simulações numéricas deste trabalho.

### 2.1 Vigas mistas parcialmente revestidas com concreto convencional

A busca em otimizar as características mecânicas dos materiais a favor dos critérios de projeto sempre foi tarefa constante do Engenheiro estrutural. Além do concreto armado, o sistema de vigas mistas é mais um exemplo de uma associação bem-sucedida entre materiais.

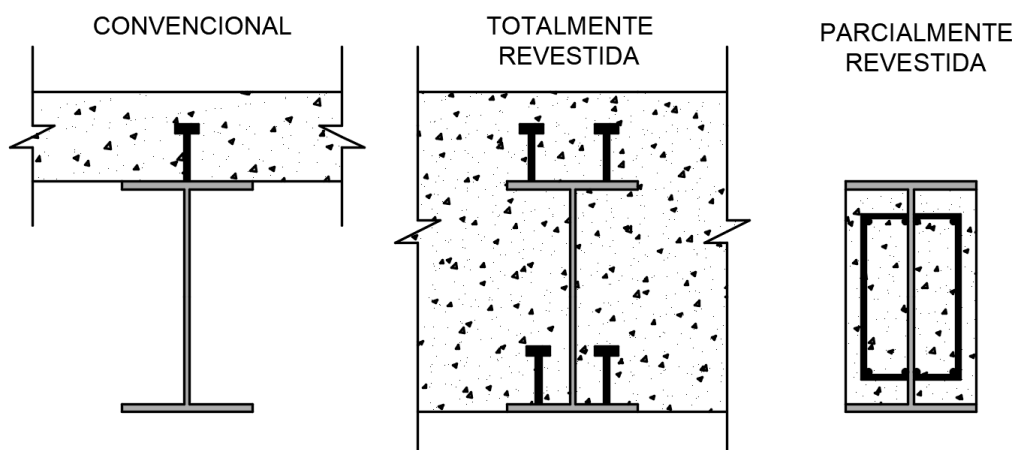
Na década de 1930, métodos de dimensionamento de sistemas mistos de aço e concreto já eram amplamente difundidos (MALITE, 1993), tanto para edifícios quanto para pontes. No Brasil, o sistema misto esteve restrito até meados da década de 1980, com o aparecimento do assunto na Norma de Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios de 1986, a ABNT NBR 8800:1986.

O preenchimento de vigas metálicas com concreto foi originalmente proposto para melhorar a resistência ao fogo, fazendo uso da baixa condutividade do concreto em relação ao aço (JIANG *et al.*, 2016). Com o desenvolvimento de pesquisas, foi notado que ao associar perfis de aço com concreto, era observado um ganho não apenas de resistência, mas também de estabilidade local, já que o concreto provoca um efeito de estabilizante no perfil de aço (KVOCÁK e DRAB, 2012).

Desse modo, a utilização do concreto promove uma redução do consumo de aço, já que é possível o uso de perfis de aço com almas mais esbeltas, como pode ser visto em Kvocák e Drab (2012). Além disso, outros tipos de economia podem ser obtidos, a exemplo de altura necessária de laje, ao embutir o perfil metálico, formando os pisos mistos de pequena altura e, finalmente, a possibilidade da dispensa de escoramento.

Na Figura 2.1 podem ser observados diversos tipos de vigas mistas de aço-concreto.

Figura 2.1 – Exemplos de vigas mistas



Fonte: Adaptado de De Nardin e El Debs (2009)

Ainda tratando do aspecto econômico, visando conceber pontes com menor custo de produção, em Nakamura (2000) foram propostos 5 tipos de viga mistas fazendo-se uso de perfis formados a frio e de perfis tubulares preenchidos com concreto. Desse modo, foi observada a redução de instabilidades locais, melhora na ductilidade e uma redução sensível de ruídos. Além disso, a autora apresentou que o peso do concreto, em alguns casos pode ser benéfico. Por fim, também foi verificado o comportamento superior desse tipo de estrutura a abalos sísmicos.

Tratando do estudo da continuidade de lajes com vigas mistas parcialmente revestidas, em Jiang *et al.* (2016) concluiu-se que o preenchimento da região entre abas do perfil metálico proporcionou menor velocidade de propagação de fissuras na laje e postergou o escoamento da aba inferior do perfil.

No entanto, o preenchimento parcial ou total do perfil com concreto também traz desvantagens em relação a uma estrutura metálica usual, como o aumento do peso da estrutura, um procedimento adicional no método construtivo, necessidade e preocupação com os mesmos procedimentos de produção de uma estrutura de concreto armado, como cura e adensamento, podendo afetar o tempo de implantação da peça, e a necessidade de estudo da ligação entre aço e concreto, de modo a buscar um bom comportamento misto.

De qualquer forma, conforme apresentado, são notáveis as contribuições do sistema de vigas mistas aço-concreto para diferentes fins, como construção de edificações habitacionais, industriais e pontes. São observados, principalmente, redução de instabilidades e aumento do momento resistente. Dentro deste vasto assunto, também é possível observar o uso de

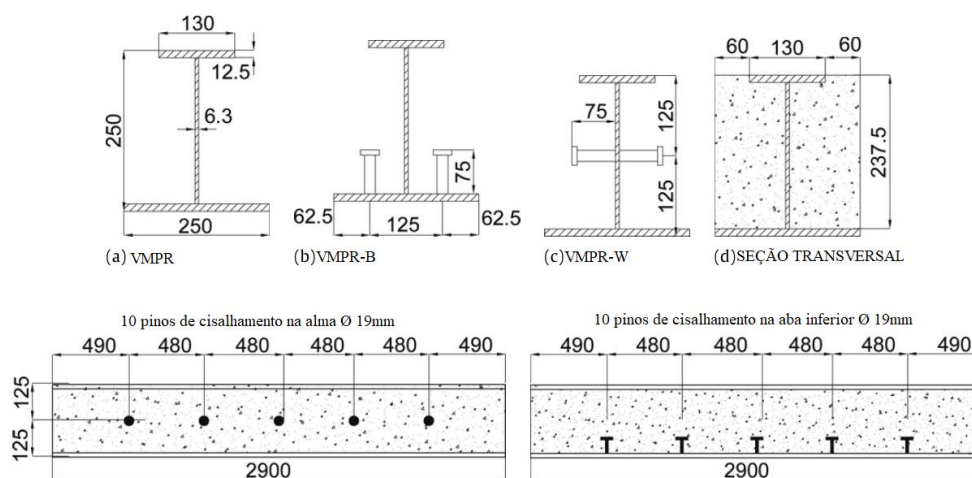
diferentes tipos de materiais para compor o sistema construtivo misto. Em Wu *et al.* (2022) pode ser observado o uso de aço inoxidável em vigas mistas; para pilares, em Zhong, Zhao e Young (2022) apresentam o uso de concreto com agregados reciclados para preenchimento de pilares metálicos.

Em relação ao trabalho em conjunto dos materiais, o grau de interação afeta tanto a capacidade resistente, como o deslizamento relativo entre os componentes. Buscando compreender o efeito do concreto armado entre as abas do perfil metálico, em Kindmann *et al.* (1993) foi verificado que, mesmo aplicando óleo no perfil metálico antes da concretagem foi notada transmissão de esforços entre o perfil e o concreto, sendo difícil garantir que os componentes trabalhem separadamente. O outro extremo também é verdadeiro: a transmissão total de esforços é complicada de ser garantida, razão pela qual em Kindmann *et al.* (1993) também foram realizados testes em que foi buscado um possível grau máximo de interação, utilizando barras longitudinais e estribos soldados ao perfil metálico e, mesmo assim, foi notado um pequeno deslizamento.

Ainda sobre a interação entre o perfil de aço e o concreto, em Hegger e Goralski (2006) se observa uma série de ensaios de “*push-out*” e “*pull-out tests*” e foi concluído que limitar o deslocamento relativo entre aço e concreto através de conectores de cisalhamento pode aumentar a rigidez do sistema e a capacidade de resistir a maiores momentos. Por fim, foi verificado que o uso de modelos numéricos fora eficiente, contribuindo ao entendimento do problema.

No que se refere ao uso de agregados reciclados em concretos utilizados para preenchimento de perfis metálicos, Oliveira (2022) conduziu pesquisa do tipo exploratória para avaliar essa substituição. A autora fez uso de um perfil de aço assimétrico com conectores de cisalhamento, como feito em De Nardin e El Debs (2009). A configuração ensaiada pode ser vista na Figura 2.2.

Figura 2.2 – Viga mista parcialmente revestida ensaiada por De Nardin e El Debs (2009)



Fonte: Adaptado de De Nardin e El Debs (2009)

O objetivo do trabalho foi avaliar a influência do uso de agregado reciclado de concreto (ARC) no comportamento à flexão de vigas mistas de aço e concreto com preenchimento parcial. Avaliou-se o teor de substituição do concreto na capacidade resistente e no comportamento à flexão das vigas. Quando foi realizada a substituição de 50% dos agregados por agregados reciclados, foi observado maior deslocamento no meio do vão, justificado pela maior deformabilidade do ARC e foi notado panorama de fissuração bastante semelhante. Por fim, foi verificado que o teor de substituição adotado pouco influenciou no comportamento à flexão dos elementos, mostrando o potencial de uso desses agregados.

Quando se trata do dimensionamento, ao se considerar interação nula, a aderência é desprezada no cálculo, há independência entre os elementos e não há transferência de esforços. Para dimensionamento de elementos com interação completa, o deslizamento entre elementos é desconsiderado e a transferência de esforços é total. A seguir serão apresentados modelos analíticos para previsão do momento resistente.

## 2.2 Modelos analíticos para a determinação da capacidade resistente à flexão de vigas mistas parcialmente revestidas em temperatura ambiente

No Brasil, o dimensionamento de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto é contemplado na ABNT NBR 8800:2008. A configuração integrada a esse código é a apresentada na Figura 2.1(a), sendo perfil simétrico com laje apoiada sobre a aba superior e conectada através de pinos de cisalhamento. Logo, a configuração estudada neste trabalho não está contemplada, mostrando que ainda existem possíveis lacunas a serem preenchidas.

De acordo com esse código normativo, o momento fletor resistente de cálculo,  $M_{Rd}$ , deve ser determinado de acordo com os Anexos G ou H, a depender se a alma da viga for esbelta ou não; no caso do presente estudo, a alma é não esbelta. O cálculo depende do tipo de seção e eixo de flexão; portanto, devem ser calculados estados-limites aplicáveis diferentes. Para o caso em questão, é necessário calcular a Flambagem Lateral com Torção (FLT), a Flambagem Local da Mesa (FLM) e a Flambagem Local da Alma (FLA).

A capacidade resistente da viga é dada pelo menor valor de momento calculado entre FLT, FLM e FLA. Para a verificação do momento resistente de cálculo de FLT, se faz uso das Equações 2.1 a 2.3.

$$M_{Rd} = \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}}, \text{ para } \lambda < \lambda_p \quad \text{Eq. 2.1}$$

$$M_{Rd} = \frac{C_b}{\gamma_{a1}} \left[ M_{pl} - (M_{pl} - M_r) \left( \frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_p - \lambda_r} \right) \right], \text{ para } \lambda_p < \lambda < \lambda_r \quad \text{Eq. 2.2}$$

$$M_{Rd} = \frac{M_{cr}}{\gamma_{a1}} \leq \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}}, \text{ para } \lambda > \lambda_r \quad \text{Eq. 2.3}$$

Onde,

$M_{Rd}$  – Momento fletor resistente de cálculo;

$M_{pl}$  – Momento fletor de plastificação da seção transversal;

$\lambda_{a1}$  – Coeficiente de ponderação da resistência ao escoamento, flambagem e instabilidade;

$\lambda$  – Esbeltez do perfil;

$\lambda_p$  – Esbeltez limite para seções compactas;

$\lambda_r$  – Esbeltez limite para seções semicompactas;

$C_b$  – Fator de modificação para diagrama de momento fletor não-uniforme;

$M_{cr}$  – Momento fletor resistente da flambagem elástica.

No que se refere aos valores dos estados limites FLM e FLA, o momento fletor deve ser calculado pelas Equações 2.4 a 2.6.

$$M_{Rd} = \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}}, \text{ para } \gamma \leq \gamma_p \quad \text{Eq. 2.4}$$

$$M_{Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}} \left[ M_{pl} - (M_{pl} - M_r) \left( \frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_p - \lambda_r} \right) \right], \text{ para } \lambda_p < \lambda < \lambda_r \quad \text{Eq. 2.5}$$

$$M_{Rd} = \frac{M_{cr}}{\gamma_{a1}} \leq, \text{ para } \lambda > \lambda_r * \quad \text{Eq. 2.6}$$

\*Não aplicável a FLA. Verificar Anexo H da ABNT NBR 8800:2008.

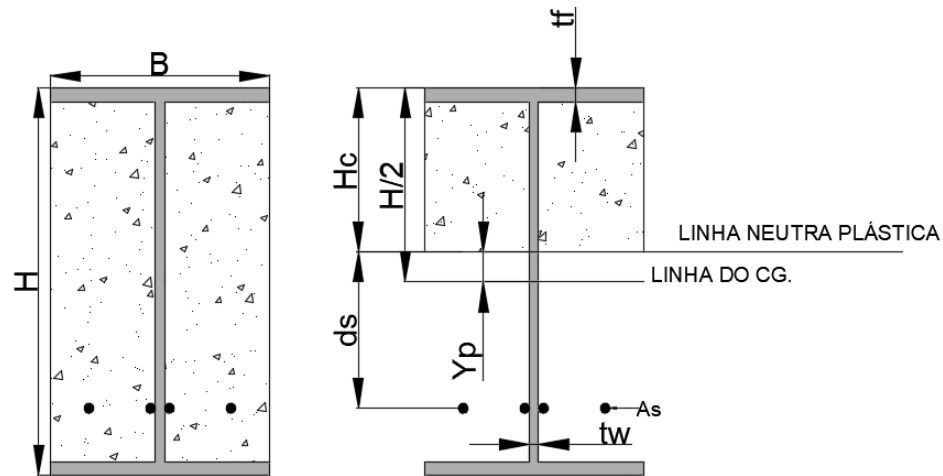
Em relação à norma brasileira, o Eurocode 4 (2004) apresenta em seu escopo o dimensionamento de vigas mistas com seções transversais adicionais, sendo elas parcialmente preenchidas com concreto. O código europeu leva em conta, por exemplo armaduras longitudinais e transversais embutidas na seção do elemento. Além do método analítico do Eurocode 4 (2004), serão mostrados os modelos propostos em Kindmann *et al.* (1993) e em Assi, Abed e Hunaiti (2002).

Em Kindmann *et al.* (1993) se observa um método para calcular o momento resistente de VMPR que contribuiu para alteração do Eurocode 4 vigente naquele período. À época, o código não permitia levar em consideração as armaduras longitudinais posicionadas entre as abas do perfil metálico, o que tornava os cálculos antieconômicos e muito conservadores.

O método analítico proposto pelos autores é baseado na teoria da plastificação total e nas hipóteses de viga de Bernoulli, em que seções planas permanecem planas após a deformação. Uma segunda hipótese é de que há interação completa entre os materiais aço e concreto.

Para o cálculo do momento resistente é considerada a contribuição plástica do perfil, do concreto à compressão e das barras entre as abas. A parcela do concreto submetida à tração é desconsiderada. Desse modo, o modelo proposto pelos autores pode ser observado na Figura 2.1 e juntamente com as Equações 2.7 e 2.8 se é capaz de calcular a altura da linha neutra plástica e o momento fletor resistente, respectivamente.

Figura 2.3 – Modelo analítico proposto por Kindmann *et al.* (1993)



Fonte: Adaptado de Kindmann *et al.* (1993)

$$y_p = \frac{(B - t_w)(H/2 - t_f)f_{cd} - A_s f_{sd}}{2t_w f_{yd} + (B - t_w)f_{cd}} \quad \text{Eq. 2.7}$$

$$M_{Rd} = Z \cdot f_{yd} + y_p^2 t_w f_{yd} + A_c f_{cd} d_c + A_s f_{sd} d_s \quad \text{Eq. 2.8}$$

Onde,

$M_{Rd}$  – Momento fletor resistente de cálculo;

$y_p$  – Distância entre a linha neutra plástica e o centroide da seção transversal;

$t_w$  – Espessura da alma do perfil metálico;

$t_f$  – Espessura da mesa do perfil metálico;

$A_s$  – Área total da armadura longitudinal;

$H$  – Altura da seção transversal;

$B$  – Largura da seção transversal;

$h_c$  – Altura do concreto acima da linha neutra plástica;

$d_c$  – Metade de  $h_c$ ;

$d_s$  – Distância entre a linha neutra plástica e o centroide das armaduras longitudinais;

$Z$  – Módulo de resistência plástico do perfil de aço;



$A_c$  – Área do concreto acima da linha neutra plástica;

$f_{cd}$  – Resistência à compressão de cálculo do concreto;

$f_{yd}$  – Resistência ao escoamento de cálculo do perfil metálico;

$f_{sd}$  – Resistência ao escoamento de cálculo das armaduras.

O Eurocode 4 sofreu mudanças após os estudos vistos em Kindmann *et al.* (1993). A norma europeia permitiu levar em conta a presença do concreto entre as abas do perfil, uma das recomendações do código para o dimensionamento de VMPPR é que ela deve ser calculada pela teoria da plasticidade. Entretanto, não é apresentado equacionamento para a obtenção da capacidade resistente do elemento. Além da possibilidade de negligenciar as barras posicionadas na zona comprimida do concreto, o Eurocode 4 (2004) admite que:

- Existe interação completa entre as barras de aço, o concreto e o perfil metálico;
- A área efetiva das barras longitudinais está no limite do escoamento;
- A área efetiva do concreto comprimido está sob tensão de  $0,85f_{cd}$ , sendo esse valor constante em toda região entre a linha neutra plástica e fibra mais comprimida.

Assi, Abed e Hunaiti (2002) realizaram ensaios de flexão à quatro pontos em 12 vigas, com o objetivo de avaliar o momento último em cada elemento. Da mesma maneira que o modelo analítico apresentado previamente, os autores deste modelo também consideraram a plastificação dos materiais. As premissas básicas do estudo foram:

- Escoamento do aço do perfil submetido tanto à tração quanto à compressão;
- Encruamento positivo desprezado no aço do perfil;
- Concreto tracionado fissurado, portanto, ignorado;
- Concreto comprimido alcançando a resistência última.

Desse modo, os autores definiram as Equações 2.9 e 2.10 para calcular a linha neutra plástica e o momento fletor resistente.

$$y_{pn} = \frac{(H - 2t_f)t_w f_{yd}}{Bf_{cd} + (2f_{yd} - f_{cd})t_w} \quad \text{Eq. 2.9}$$

$$M_{Rd} = \left[ Bt_f(H - t_f) - \frac{t_w}{2} y_{pn}(H - 2t_f) + \frac{t_w}{2} (H - 2t_f)^2 \right] f_{yd} \quad \text{Eq. 2.10}$$

Onde,

$M_{Rd}$  – Momento fletor resistente de cálculo;

$y_{pn}$  – Distância entre a linha neutra plástica e a fibra mais comprimida;

$H$  – Altura da seção transversal;

$B$  – Largura da seção transversal;

$t_f$  – Espessura da mesa do perfil metálico;

$t_w$  – Espessura da alma do perfil metálico;

$f_{yd}$  – Resistência ao escoamento de cálculo do perfil metálico;

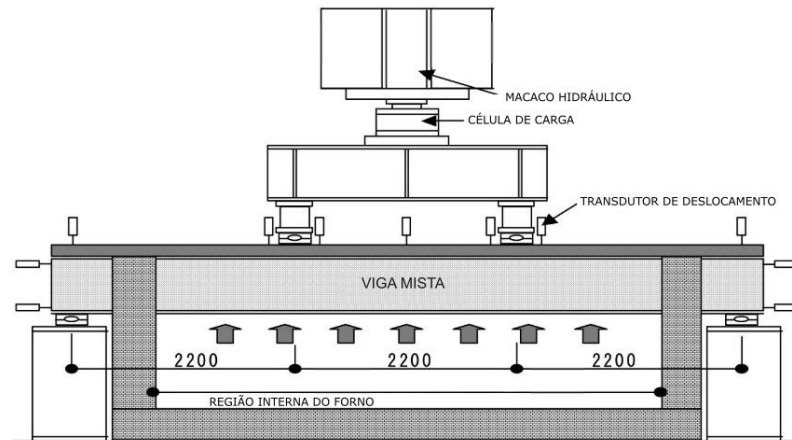
$f_{cd}$  – Resistência à compressão de cálculo do concreto.

### 2.3 Vigas mistas em situação de incêndio

Além dos benefícios já citados das vigas mistas parcialmente revestidas (VMPR), nestes elementos há um aumento expressivo na resistência ao fogo, já que a condutividade do concreto é cerca de 25 vezes menor do que a do aço, dificultando o aumento de temperatura e protegendo o perfil metálico. Em Kodaira *et al.* (2004) também é citado o bom comportamento desse tipo de estrutura em eventos sísmicos.

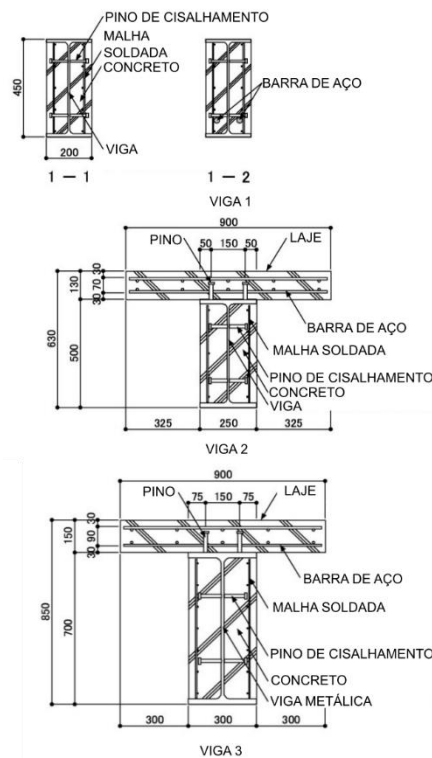
Kodaira *et al.* (2004) apresentam resultados sobre o comportamento à flexão de três vigas mistas de aço e concreto com configurações de seção transversal distintas. Os elementos foram submetidos à curva incêndio-padrão ISO 834-1:1999 enquanto recebiam carregamento constante. O aquecimento se deu em três faces, inferior e as duas laterais; a configuração do estudo pode ser vista nas Figura 2.4 e Figura 2.5. Adicionalmente, os autores realizaram estudos numéricos, simulando as mesmas vigas ensaiadas experimentalmente.

Figura 2.4 – Configuração de forno utilizada



Fonte: Adaptado de Kodaira *et al.* (2004)

Figura 2.5 – Seções transversais de vigas mistas ensaiadas



Fonte: Adaptado de Kodaira *et al.* (2004)

Inicialmente, os autores avaliaram o campo térmico dos ensaios, sendo notado um alto crescimento da temperatura medida na aba inferior do perfil metálico. Tratando da aba superior, as temperaturas nas vigas 2 e 3 foram muito inferiores quando comparadas à viga 1, fato explicado pela proteção com manta cerâmica dessa viga, que impede a “fuga” do calor. O comparativo térmico entre vigas 2 e 3, mostrou que quanto mais largo o elemento, menor são

os valores de temperatura, indicando que o efeito do fator de massividade também se aplica em vigas mistas.

Em relação à parte termoestrutural do estudo, especificamente ao deslocamento no meio do vão com a carga mantida constante (33 a 50% da carga de ruptura, a depender da viga), este apresentou valores lineares até próximos dos trinta minutos, com a taxa de deslocamento sendo reduzida e depois amplificada novamente. Além disso, em todos os testes realizados, a deflexão máxima ocorreu antes da taxa de deslocamento máxima, dadas pela Equações 2.11 e 2.12, que podem ser vistas na norma ISO 834-1:1999.

$$D = \frac{L^2}{400.H} \text{ (mm)} \quad \text{Eq. 2.11}$$

$$\frac{\partial D}{\partial t} = \frac{L^2}{9000H} \left( \frac{\text{mm}}{\text{min}} \right) \quad \text{Eq. 2.12}$$

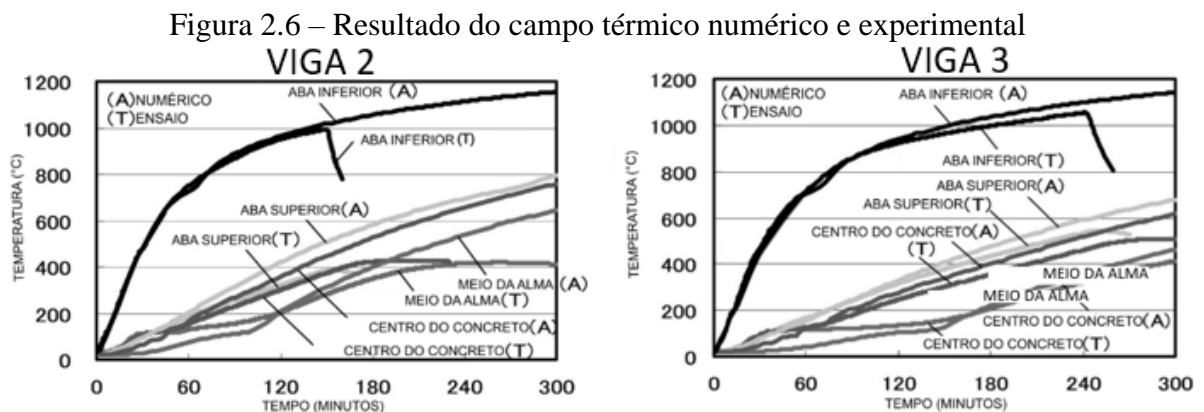
Onde,

D – Deslocamento máximo;

H – Altura da seção;

L – Vão.

Adicionalmente, dois estudos numéricos foram realizados para as vigas 2 e 3. O primeiro, para estudo do campo térmico e o segundo, para o comportamento termoestrutural. A Figura 2.6 mostra os resultados do campo de temperatura do modelo numérico e do ensaio experimental para as vigas 2 e 3 da Figura 2.5.

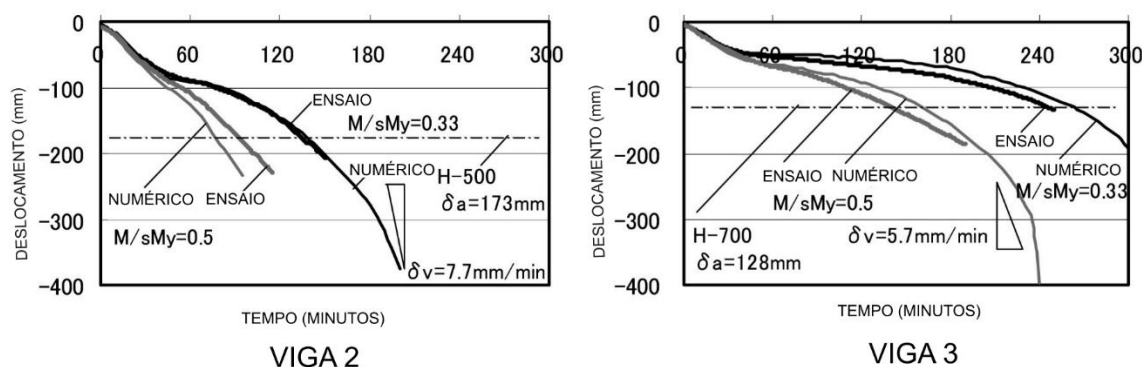


Fonte: Adaptado de Kodaira *et al.* (2004)

As diferenças de temperatura no centro do concreto diferiram em torno de 70°C em relação ao que foi obtido experimentalmente, fato justificado pelo complexo comportamento do transporte de gases, água ou vapor livre. A modelagem realizada não abarcou essa questão. Em outras regiões, o comportamento observado foi mais congruente, mas sempre com a tendência de o modelo numérico apresentar valores superiores em temperatura em relação ao experimental.

No que se refere ao deslocamento no meio do vão em função do tempo de exposição à altas temperaturas, mostrado na Figura 2.7, é possível observar que o comportamento numérico seguiu o que foi verificado no ensaio. Por fim, os autores concluíram que os fatores que mais afetam a resistência ao incêndio de VMPR são as dimensões da seção transversal do perfil metálico, a ligação entre o concreto armado e o perfil, e o percentual da carga de ruptura aplicada inicialmente.

Figura 2.7 – Modelo termomecânico analítico em comparação com o experimental visto em Kodaira *et al.* (2004)



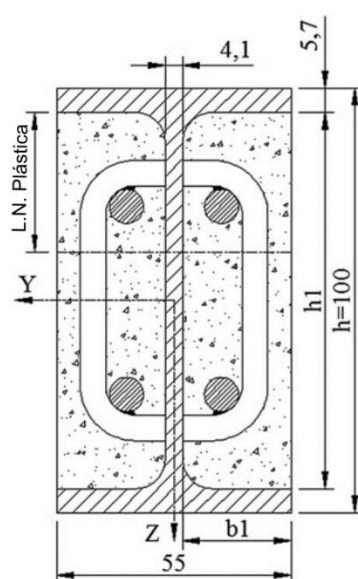
Fonte: Adaptado de Kodaira *et al.* (2004)

Além dessas configurações apresentadas, em Piloto *et al.* (2013) foi avaliada a resistência à flexão de vigas parcialmente revestidas em situação de incêndio e em temperatura ambiente, comparando o desempenho entre soldar ou não os estribos na alma dos perfis metálicos, como apresentado na Figura 2.8.

Em relação ao estudo térmico, as temperaturas foram medidas em 3 seções, de maneira a verificar a homogeneidade do aquecimento proporcionado pelo forno. A diferença observada foi pequena. Em relação à distribuição de temperatura na seção transversal, esta foi bastante heterogênea, apresentando uma diferença de 150°C entre a seção exposta e a seção mais interna. Os autores verificaram que a umidade tem influência no aquecimento quando a temperatura atinge cerca de 100°C.

Já para a parte termoestrutural, o vão de cada viga estudada teve 1,21m, sendo 1m exposto à elevadas temperaturas. A carga aplicada em cada viga foi constante, variando de 37% a 74% da capacidade de carga. Como resultado, os autores expuseram que houve alteração do modo de falha de algumas vigas, quando comparado aos testes em temperatura ambiente. O modo de falha do ensaio mecânico foi a flambagem lateral com torção, já para o ensaio termoestrutural, em temperaturas elevadas, as vigas submetidas à menores carregamentos apresentaram formação de rótulas plásticas.

Figura 2.8 – Configuração de viga mista utilizada

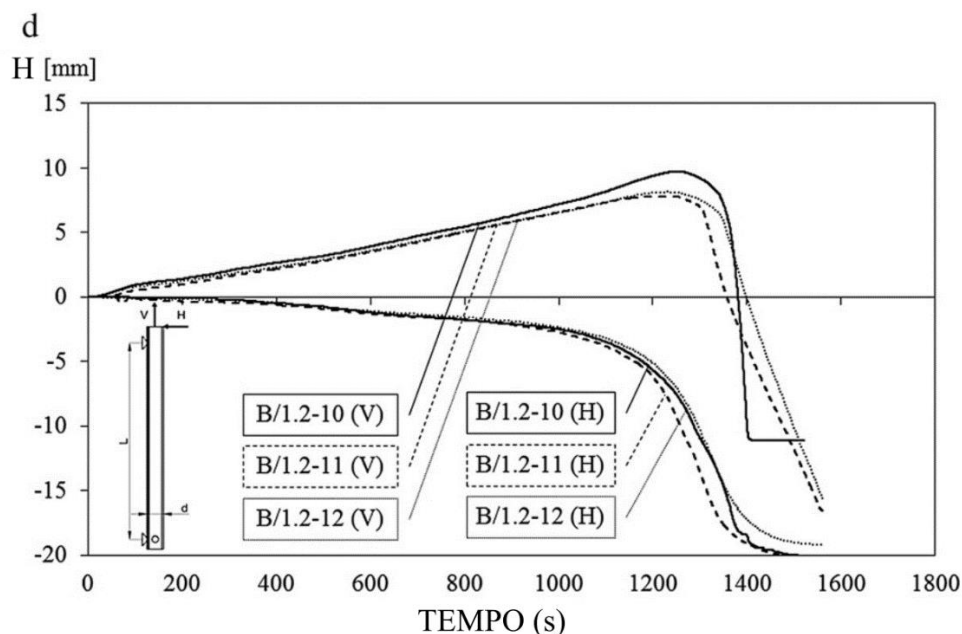


Fonte: Adaptado de Piloto *et al.* (2013)

Na questão do deslocamento transversal com a evolução da temperatura, este aumentou linearmente até em torno de vinte minutos, sendo o deslocamento máximo o primeiro critério de falha atingido. Além disso, a resistência ao fogo também reduziu a depender do carregamento empregado. Ainda, as vigas sem os estribos soldados apresentaram pequena redução de resistência quando comparadas com as vigas que tiveram os estribos soldados à alma. O resultado de uma das configurações ensaiadas, a amostra 4, pode ser observada na Figura 2.9.

Por fim, os autores constataram que as vigas mistas submetidas a fatores de carga mais altos apresentaram menor tempo de resistência em situação de incêndio. Foram observadas fissuras na região tracionada, enquanto na região comprimida, foi observado o esmagamento do concreto, devido ao grande deslocamento na região do meio do vão.

Figura 2.9 – Deslocamento no meio do vão em função do tempo de ensaio

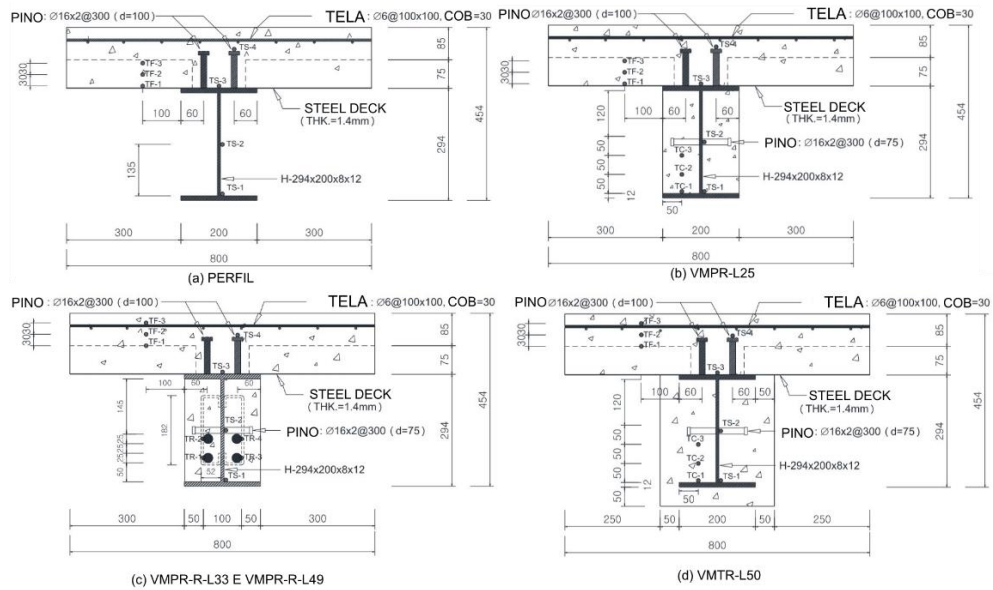


Fonte: Adaptado de Piloto *et al.* (2013)

Ahn e Lee (2017) desenvolveram estudos em vigas com perfil H e diferentes condições de embutimento, sendo elas: viga metálica associada a laje, viga mista parcialmente revestida associada a laje, perfil metálico totalmente preenchido com concreto associado a laje e perfil metálico totalmente embutido em laje. Inicialmente, os autores avaliaram a influência na rigidez ao adicionar armaduras longitudinais e a quantidade de faces expostas ao incêndio e, posteriormente, realizaram modelagens numéricas dos experimentos desenvolvidos. A Figura 2.10 mostra parte das configurações avaliadas pelos autores.

Para estudar a resistência mecânica em temperatura elevadas, foi realizado um ensaio à flexão 10 pontos; a configuração detalhada pode ser observada na Figura 2.11. Os autores mediram a evolução de temperatura em diferentes pontos das seções transversais de cada elemento, nas abas do perfil, no meio da alma, no centro da região parcialmente preenchida com concreto e em algumas regiões das lajes.

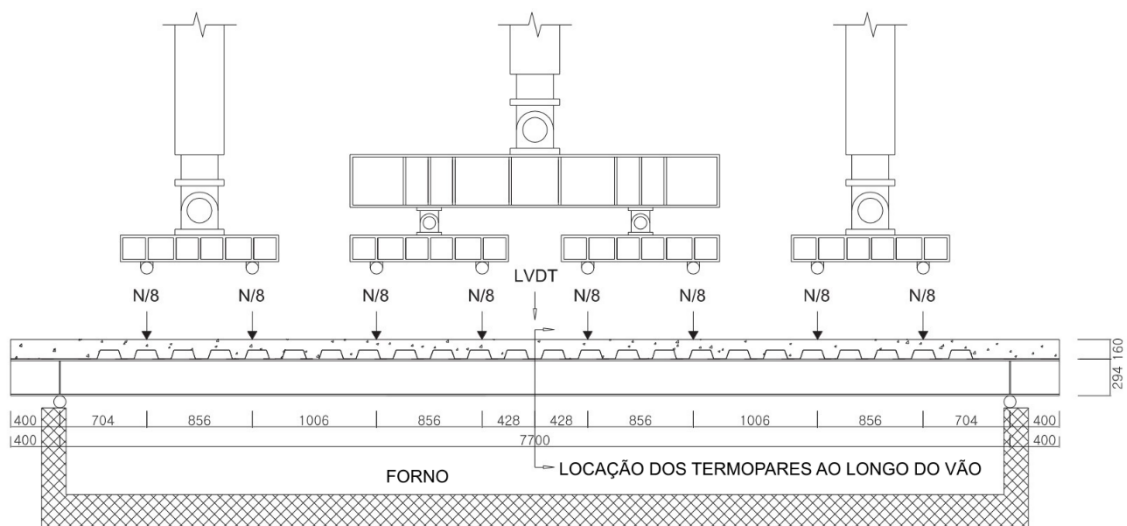
Figura 2.10 – Composição do ensaio utilizada



Fonte: Adaptado de Ahn e Lee (2017)

Foi notado que a temperatura da face exposta do perfil metálico sem embutimento apresentou rápido aquecimento, seguindo a mesma tendência de crescimento da temperatura do forno. As temperaturas medidas na alma do perfil apresentaram crescimento praticamente linear, até em torno de 450°C para certos perfis.

Figura 2.11 – Configuração do forno empregada



Fonte: Adaptado de Ahn e Lee (2017)

Os autores também verificaram que o critério de temperatura limite dado pela AISC 19 é bastante conservador, pois assume que a máxima temperatura observada na seção transversal de certo elemento é o que define o tempo de resistência ao incêndio. De acordo

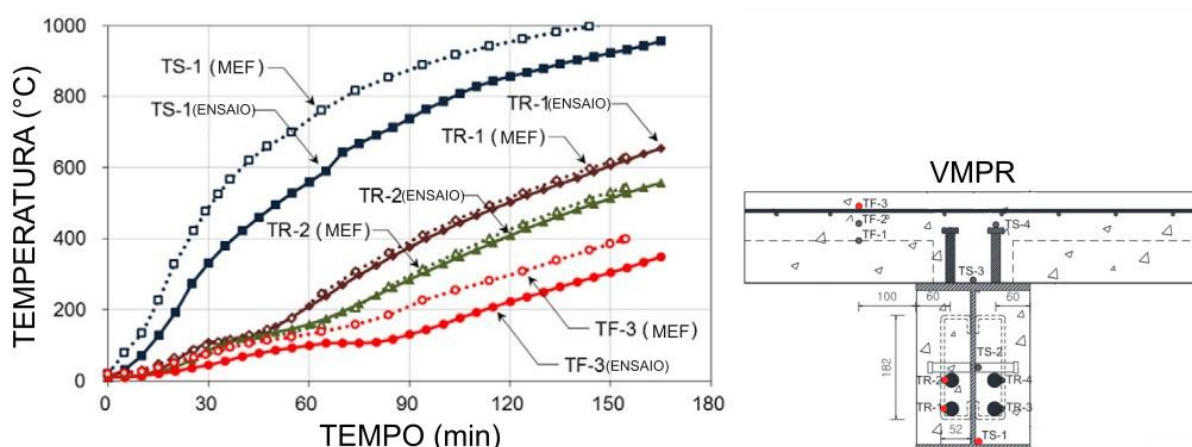


com os autores, esse ponto deveria ser apenas um indicador indireto do impacto do incêndio na peça estrutural.

Para outros pontos de temperatura, se observou pouca influência das barras longitudinais ( $\varnothing 25\text{mm}$ ) no campo de térmico das seções transversais de concreto. Além disso, os autores comentam que quanto maior é o preenchimento, mais baixa é a temperatura observada no centro do elemento, como visto na Figura 2.12.

Para o deslocamento no meio do vão com a evolução da temperatura, foi observado que as seções que possuíam barras longitudinais tiveram capacidade de resistir ao incêndio por um tempo consideravelmente maior. Quando comparando os sistemas de pisos mistos sem e com barras, foi verificado um acréscimo de 50 minutos em relação a este último.

Figura 2.12 – Campo térmico numérico e experimental da configuração VMPR-R

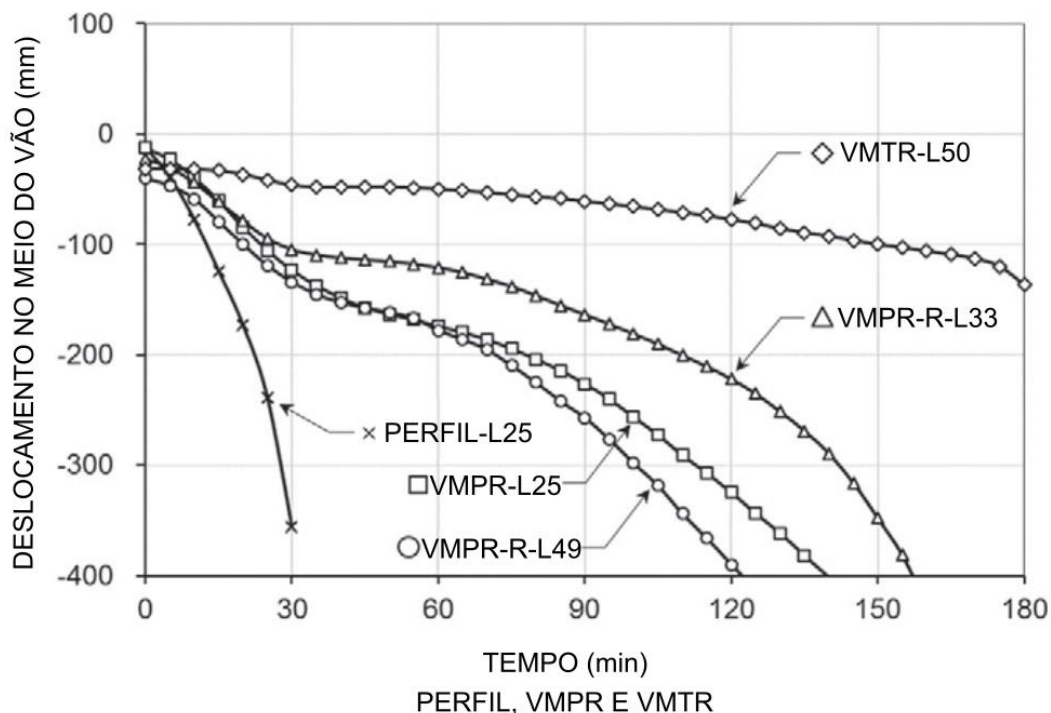


Fonte: Adaptado de Ahn e Lee (2017)

Além disso, a resistência de pisos de pequena altura com os perfis embutidos foi menor do que a das vigas mistas parcialmente revestidas sob laje. Isso ocorreu devido ao fato de que nos pisos mistos de pequena altura, a aba superior do perfil metálico está bem próxima à linha neutra plástica e que, portanto, sua capacidade para a resistência à flexão é menor.

Pelas características físicas do forno, os ensaios foram paralisados quando o limite de deslocamento  $L/20$  foi obtido no meio do vão. A Figura 2.13 apresenta o deslocamento no meio do vão em função do tempo de exposição para os perfis parcialmente revestidos em diferentes condições de carregamento, de 25 a 50% da carga de ruptura.

Figura 2.13 – Deslocamento no meio do vão em função do tempo



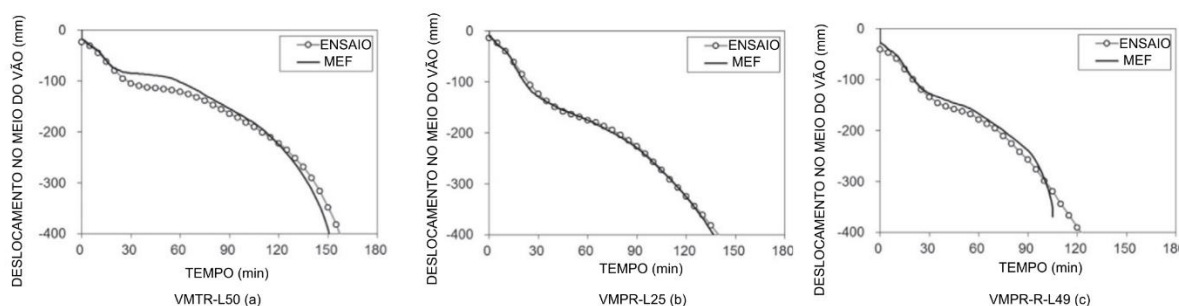
Fonte: Adaptado de Ahn e Lee (2017)

Para o modelo numérico, construído no programa ABAQUS, apenas  $\frac{1}{4}$  das vigas foram modeladas, fazendo-se uso da dupla simetria; desse modo o tempo de processamento foi reduzido.

Comparando o campo térmico numérico e o experimental, na Figura 2.12, os autores afirmaram que estes estão em concordância com os valores experimentais. O ponto TS-1 apresenta maiores diferenças quando comparado aos pontos TR-1 e TR-2. Considerando o efeito governante das barras de aço para a resistência à flexão, são esperadas pequenas diferenças no comportamento à flexão global.

Em relação ao comportamento termomecânico das VMPR apresentados na Figura 2.14, pode ser observada boa correlação entre os resultados de deslocamento em função do tempo entre os ensaios experimentais e os modelos numéricos. Por fim, os autores concluíram que o limite de temperatura máximo pode subestimar a resistência real da estrutura e que a resistência ao incêndio, tendo único critério o momento último, pode ser inseguro para VMPR e pisos mistos de pequena altura.

Figura 2.14 – Comparação entre o modelo termoestrutural experimental e numérico



Fonte: Adaptado de Ahn e Lee (2017)

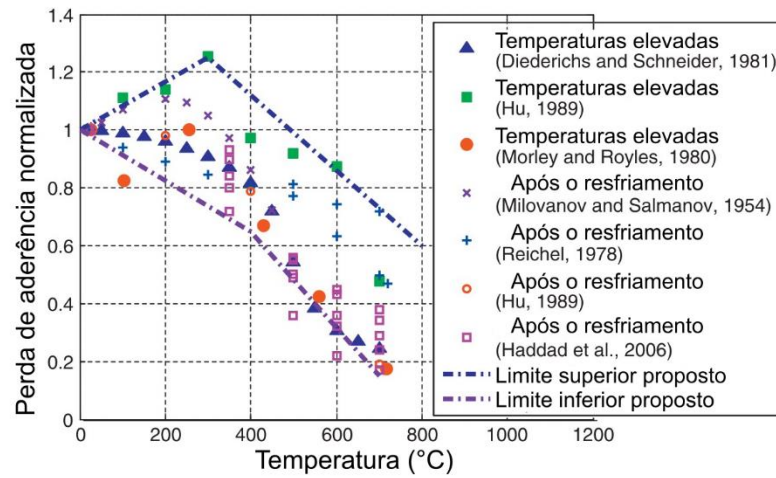
#### 2.4 Estudos identificados através da revisão bibliográfica sistematizada

Além desses importantes trabalhos citados, fazendo uso de uma revisão bibliográfica sistematizada apresentada no Anexo A foram verificados dois estudos igualmente relevantes que contribuíram para a modelagem numérica do problema.

Primeiramente, no trabalho de Gao *et al.* (2013), os autores comentam que uma perspectiva de ligação perfeita entre aço e concreto pode ser interessante para prever a deterioração da capacidade de carga da estrutura, já que os fatores críticos nesse processo são o histórico de temperatura e a deterioração das propriedades mecânicas do material.

No entanto, para uma abordagem focada no desempenho estrutural, avaliando a segurança em incêndio, a deflexão ou a taxa de deflexão pode se tornar um fator significativo, indicando melhor o limite de falha do elemento. Assim sendo, o comportamento deslizante entre aço e concreto pode alterar de maneira significativa esses parâmetros de deflexão citados, sendo de interesse estudar essa propriedade. Além disso, os autores propõem um limite superior e inferior da propriedade de contato variando com a temperatura, podendo ser observada na Figura 2.15.

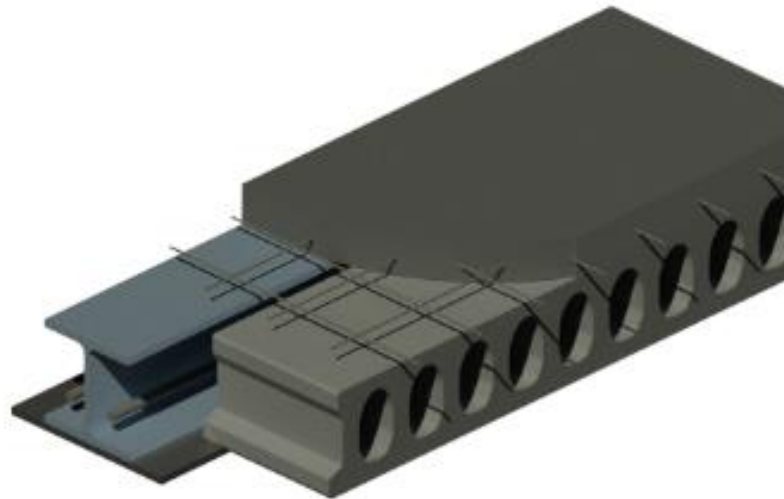
Figura 2.15 – Perda de aderência normalizada



Fonte: Adaptado de Gao *et al.* (2013)

Em um outro estudo, Albero *et al.* (2019) tratam de estudos numéricos do comportamento à flexão de vigas embutidas em laje em situação de incêndio, os chamados pisos mistos de pequena altura. A configuração do estudo pode ser observada na Figura 2.16.

Figura 2.16 – Configuração estudada



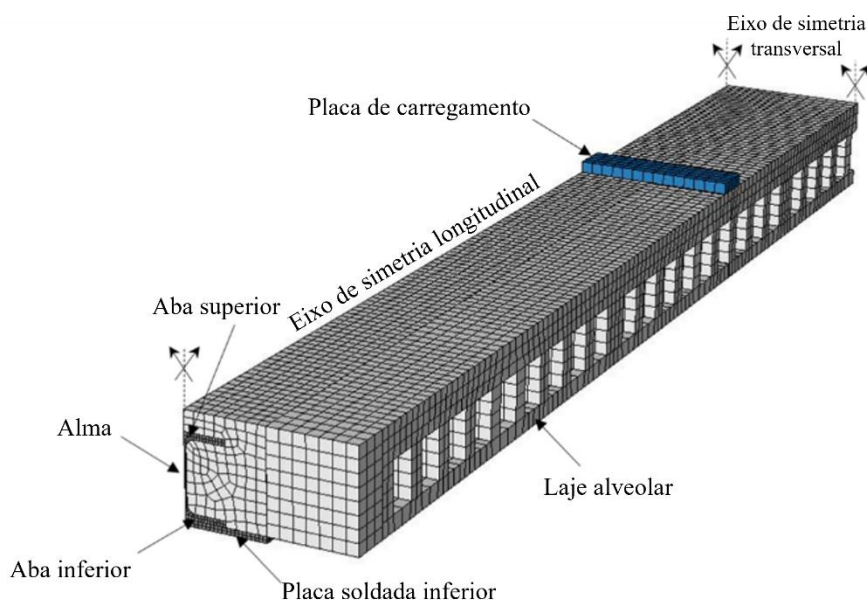
Fonte: Albero *et al.* (2019)

Na descrição do modelo, no programa de elementos finitos ABAQUS®, os autores optaram por uma abordagem termomecânica sequencialmente acoplada. Utilizou-se das simetrias e realizou-se a modelagem de apenas  $\frac{1}{4}$  da viga. Os alvéolos foram modelados como furos quadrados, de maneira a simplificar a malha. Essa decisão não compromete a validade dos resultados e reduz bastante o custo computacional.

Todos os elementos – perfil metálico, placa inferior, concreto e barras de aço – foram modelados como elementos de sólidos. Na análise térmica, foram utilizados elementos sólidos tridimensionais de transferência de calor de 8 nós com grau de liberdade de temperatura nodal (DC3D8). Para a análise mecânica foram utilizados elementos sólidos tridimensionais com integração reduzida (C3D8R).

O concreto foi modelado via modelo CDP e o dano foi considerado no modelo constitutivo, apesar do carregamento ser monotônico. Os autores acreditam que algumas regiões tracionadas mudam para comprimidas devido ao componente térmico. A malha de elementos finitos pode ser observada na Figura 2.17.

Figura 2.17 – Malha de elementos finitos do estudo de Albero *et al.* (2019)



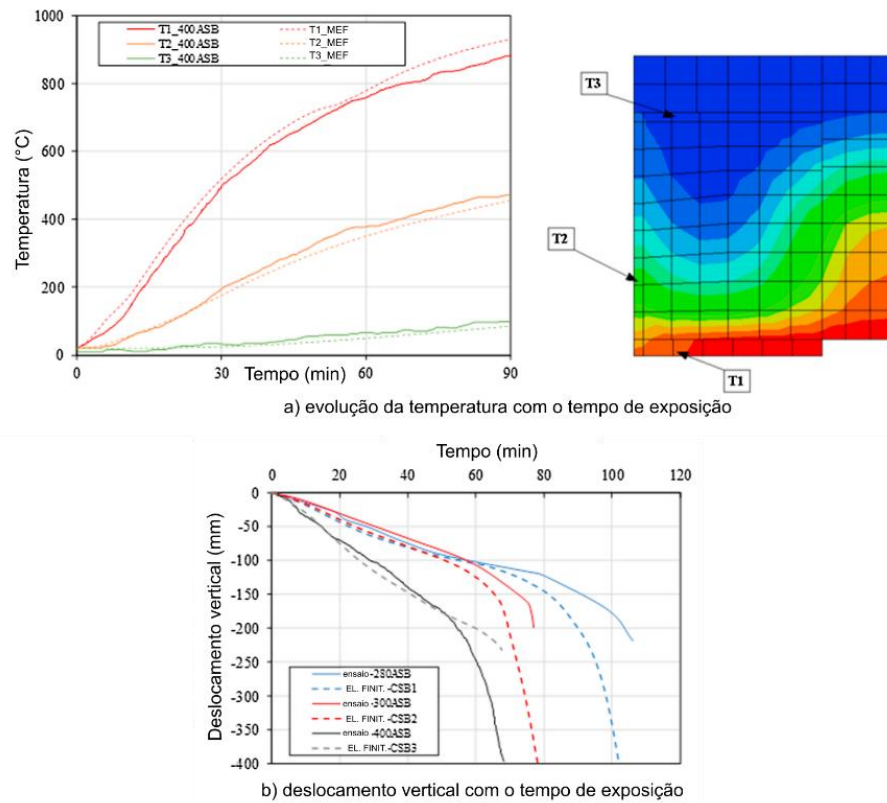
Fonte: Albero *et al.* (2019)

Para a análise térmica, os parâmetros mais importantes adotados foram a consideração da curva incêndio-padrão, a consideração da propriedade *gap conductance* entre a placa inferior soldada e a aba, uma vez que, de acordo com os autores, há uma camada de ar entre elas, e a influência se torna significativa na distribuição térmica.

Para a análise estrutural, a interação entre concreto e o perfil de aço foi modelada na direção normal via *hard point*, ou seja, uma formulação de contato em que permite que qualquer pressão seja transmitida quando as superfícies estão em contato. Para o comportamento tangencial, foi adotado o modelo de fricção de Coulomb. Desse modo, é possível modelar o comportamento de compósito sem modelar os conectores de cisalhamento.

Para a validação do modelo termomecânico os autores utilizaram a metodologia apresentada em dois estudos. No primeiro (Figura 2.18), os autores verificaram a evolução de temperatura em 3 termopares e o deslocamento no meio do vão com a evolução de temperatura em três pisos mistos aço-concreto de pequena altura.

Figura 2.18 – Primeira bateria de validação

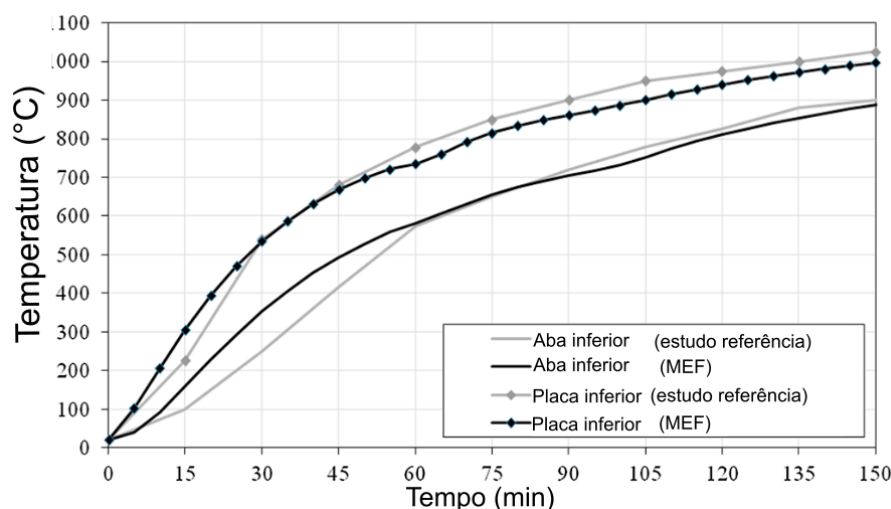


Fonte: Adaptado de Albero *et al.* (2019)

A comparação térmica com o outro estudo utilizado pode ser observada na Figura 2.19. É notável a concordância para a aba superior; para a aba inferior a diferença foi significativa até 60 minutos do ensaio, tendo Albero *et al.* (2019) endereçado a questão para estudos adicionais de modo a entender o fato.

A validação térmica é finalizada com os autores comparando as curvas de evolução de temperatura de mais 3 totens produzidos pelos próprios autores em laboratório. No entanto, o forno utilizado não é capaz de seguir a curva incêndio-padrão.

Figura 2.19 – Segunda bateria de validação



Fonte: Adaptado de Albero *et al.* (2019)

Desse modo, com o método exposto, os autores conseguiram boas aproximações com os ensaios experimentais e definem esse modelo como bem avançado para a investigação do comportamento dos elementos estudados.

Por fim, com o desenvolvimento de modelos paramétricos, os autores concluíram que o uso de barras longitudinais próximas à aba inferior do perfil e o aumento da espessura da placa inferior contribuem para o aumento da resistência ao incêndio, sendo boas alternativas às aplicações de proteções térmicas externas, como pinturas intumescentes e placas de gesso. Logo, a estratégia pode contribuir na redução de custos e economia de material.

## 2.5 Agregados reciclados – Um pouco de história

O uso de resíduos de construção e demolição (RCD) para peças com função estrutural não é algo novo: na Inglaterra, uma das torres da catedral de St. Albans foi construída com materiais provenientes das ruínas da cidade romana de Verulamium. Nixon (1976) discorre que em tempos modernos, materiais reciclados provenientes de resíduos de construção e demolição foram primeiramente utilizados no pós Segunda Guerra Mundial, sendo todo processo bem documentado em países como Alemanha e Inglaterra.

Na Alemanha, houve um grande interesse pela reutilização dos escombros, principalmente após os bombardeios. A reutilização foi tanto uma saída para o próprio reprocessamento das ruínas como também para a construção de casas emergenciais (NIXON, 1976). De acordo com o autor, o RCD era composto de blocos cerâmicos, pedaços de

concreto e argamassa. Nessa época já havia uma espécie de seleção e manufatura dos agregados.

Na Inglaterra, havia uma preocupação com a questão da utilização de RCD, principalmente pela possibilidade de ocorrência de ataque por sulfatos nas estruturas, havendo um maior cuidado no reuso desses materiais. Nixon (1976) relata que o governo inglês encorajou o uso desses resíduos em várias áreas, desde a utilização em aterros até o uso em estruturas, neste último tendo o cuidado com a possível existência de gesso na mistura.

Nessa época, de acordo com Nixon (1978) já era divulgado na comunidade científica que os agregados reciclados possuíam menor densidade, maior demanda por água e uma tendência a apresentar uma menor resistência à compressão. Além disso, nos estudos de Hansen (1986), já era debatido que a zona de transição entre a argamassa nova e o agregado reciclado seria, possivelmente, o ponto mais frágil do novo concreto.

Em sequência, Hansen (1986) divide seus estudos em dois períodos. O primeiro período apresenta que no intervalo de 1945 até 1977 os estudos na área focaram na caracterização do material, como também na influência dos agregados finos nas propriedades do concreto no estado fresco e endurecido. Ademais, a durabilidade foi tratada majoritariamente como resistência ao gelo e degelo. Nesse estudo, o autor verificou que existiam vazios em outras áreas do conhecimento que eram igualmente importantes para a avaliação da durabilidade, como o estudo da permeabilidade e carbonatação.

Essa questão sobre durabilidade levantou dúvidas justamente sobre as ações deletérias de agentes agressivos, como também a ação de contaminantes no agregado, como madeira e gesso. Prosseguindo, Hansen (1986) canalizou esforços sugerindo maneiras de melhorar a qualidade do agregado removendo algumas das impurezas. Assim, no segundo período de estudos, que foi de 1977 até 1985, o autor se dedicou ao aperfeiçoamento das características do concreto com agregado reciclado pela incorporação de adições minerais.

Atualmente, com a maior conscientização ambiental e o desenvolvimento de novas tecnologias, tem-se buscado fazer uso das características desse tipo de agregado em diversos tipos de estruturas e em variadas condições, como exemplo, em estruturas em situação de incêndio.



## 2.6 Concreto produzido com agregados reciclados

O esgotamento de recursos naturais trouxe muitos questionamentos sobre o modo de consumo do ser humano. Cree, Green e Noumowé (2013) relatam que países como os Estados Unidos e Canadá produzem enormes quantidades de entulhos advindos da construção e demolição e que governos estão direcionando esforços para usar esses materiais na construção de estruturas, como alternativa ao descarte em aterros, por exemplo.

A grande preocupação com a reinserção do resíduo na cadeia da construção civil pode ser notada, no âmbito nacional, com a quantidade de normas que tratam especificamente sobre o tema, sejam elas:

- NBR 15112:2004: Resíduos de construção civil e resíduos volumosos – Áreas de transbordo e triagem - Diretrizes para projeto, implantação e operação;
- ABNT NBR 15113:2004: Resíduos sólidos da construção civil e resíduos inertes – Aterros - Diretrizes para projeto, implantação e operação;
- ABNT NBR 15114:2004: Resíduos sólidos da construção civil – Áreas de reciclagem -Diretrizes para projeto, implantação e operação;
- ABNT NBR 15115:2004: Agregados reciclados e resíduos sólidos da construção civil – Execução de camadas de pavimentação - Procedimentos;
- ABNT NBR 15116:2021: Agregados reciclados para uso em argamassas e concretos de cimento Portland – Requisitos e métodos de ensaio.

A versão atual da ABNT NBR 15116:2021 passou a contemplar o uso de agregado reciclado para produção de concreto estrutural; até então, a normalização só permitia o uso de agregados reciclados para obras de pavimentação e preparo de concreto sem função estrutural. Assim, a norma especifica os requisitos tanto para a produção quanto para a recepção dos agregados reciclados, que são obtidos a partir do beneficiamento de RCD classe A, conforme a publicação da Resolução nº 307/2002 do Conselho Nacional do Meio Ambiente (CONAMA), estabelecendo diretrizes, critérios e procedimentos para a gestão dos resíduos da construção civil.

Para concretos com função estrutural, a ABNT NBR 15116:2021 recomenda o uso unicamente de agregado reciclado de concreto, ou seja, subclasse ARCO, substituindo no

máximo 20% do agregado natural por agregado reciclado. Além disso, a referida norma limita a aplicação de ARCO a concretos submetidos às classes de agressividade ambiental I e II conforme a ABNT NBR 6118:2014. Quando o concreto não possui função estrutural, a norma permite teor de substituição de até 100%, assim como o uso tanto de agregado reciclado cimentício (ARCI) quanto agregado reciclado misto (ARM).

A ABNT NBR 15116:2021 define o ARCO como agregado reciclado de concreto formado predominantemente por resíduos de concreto, com limite de 0% para teor de material cerâmico, enquanto o ARCI pode conter até 10% de cerâmica vermelha ou branca não polida. O ARM é definido como uma mistura de materiais cimentícios e materiais cerâmicos, com teor de material cerâmico menor que 40%.

Assim, para a produção do concreto é necessário conhecer inicialmente a origem do agregado reciclado, pois sua composição tende a ser heterogênea, a depender da localização analisada. Malta *et al.* (2014) comentam que a grande variabilidade do RCD impõe desafios para a proposição de modelos acurados que possam prever e controlar as propriedades dos agregados, sejam elas físicas, mecânicas ou químicas. Um dos desafios impostos é a diferença de porosidade entre os agregados naturais e os reciclados, que afeta a demanda de água na dosagem e, por consequência, altera as propriedades do concreto no estado endurecido.

Viana Neto, Sales e Sales (2018) discutem os resultados que obtiveram quanto à variabilidade observada nas propriedades de concretos com diferentes origens de RCD. Os autores discutiram sobre a variabilidade da resistência à compressão, da resistência à tração por compressão diametral e a variação do módulo de elasticidade estático.

No estudo, os autores utilizaram ARM como material de substituição, tanto ARM miúdo quanto graúdo. Além disso, o estudo contou com duas amostras de campo coletadas com intervalo de seis meses. O material utilizado não usufruiu de nenhum tipo de beneficiamento após o seu recebimento, pois era do interesse dos pesquisadores conhecer as propriedades originais dos materiais.

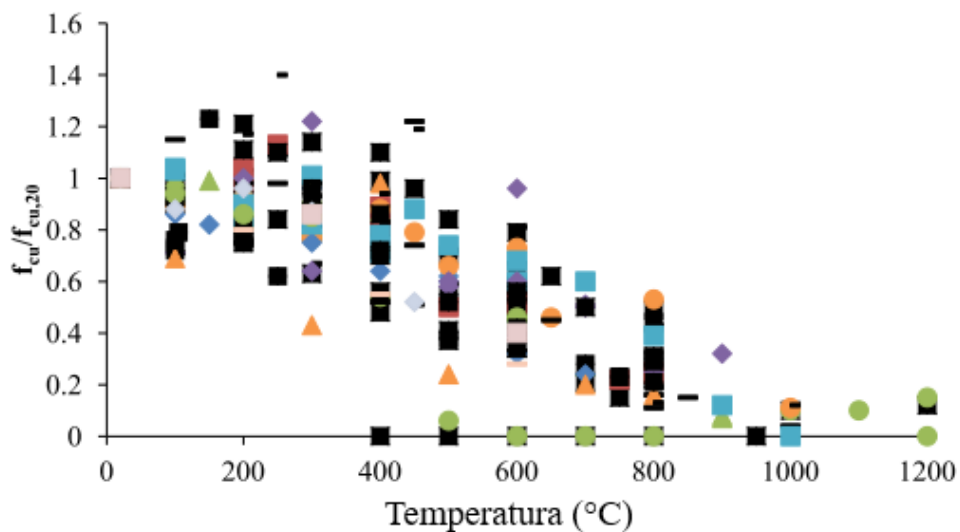
Os autores observaram alterações significativas nas propriedades do concreto. Contudo, as modificações não foram grandes o suficiente para invalidar a produção do concreto com o agregado reciclado estudado e destacaram a origem do material, uma usina de reciclagem, onde os materiais recebidos são processados sem controle rígido de limpeza.

Essa variabilidade de resultados pode ocorrer também em casos de agregados reciclados de concreto, em tese, o agregado reciclado com melhor controle tecnológico. Khoury *et al.* (2018) apresentam que, mesmo em uma dada classe granulométrica de agregados de concreto industrialmente produzidos, pode haver grandes diferenças no teor de pasta de cimento aderida ao agregado, de modo a originar grande dispersão em suas propriedades.

Desse modo, essa variabilidade dos parâmetros estudados adiciona graus de dificuldade nas análises. As equações presentes na literatura para prever certas propriedades em situação de incêndio são para agregados comuns, naturais. O Eurocode 2 Parte 1-2, por exemplo, quando explicita as curvas relacionando a queda da resistência à compressão com o aumento da temperatura, o faz apenas para dois tipos de agregados, os silicosos e os calcáreos. Em pesquisas de autores como Ma *et al.* (2015) e Kodur (2014), é mostrada a grande variabilidade de resultados e que muitos deles são menores do que o previsto no Eurocode 2, dada a diversidade de fatores como taxa de aquecimento, cura e a própria composição do concreto. Portanto, a aplicação de normas para prever a resistência ao fogo de estruturas pode não ser preciso, quando do uso de agregados reciclados no concreto.

A Figura 2.20 mostra a variabilidade da resistência à compressão residual a uma mesma temperatura de concretos similares considerados em diferentes pesquisas (na figura cada marcador indica o resultado de uma pesquisa). A tendência percebida é que a resistência à compressão diminui com o aumento da temperatura.

Figura 2.20 – Resistência à compressão residual de concretos em elevadas temperaturas

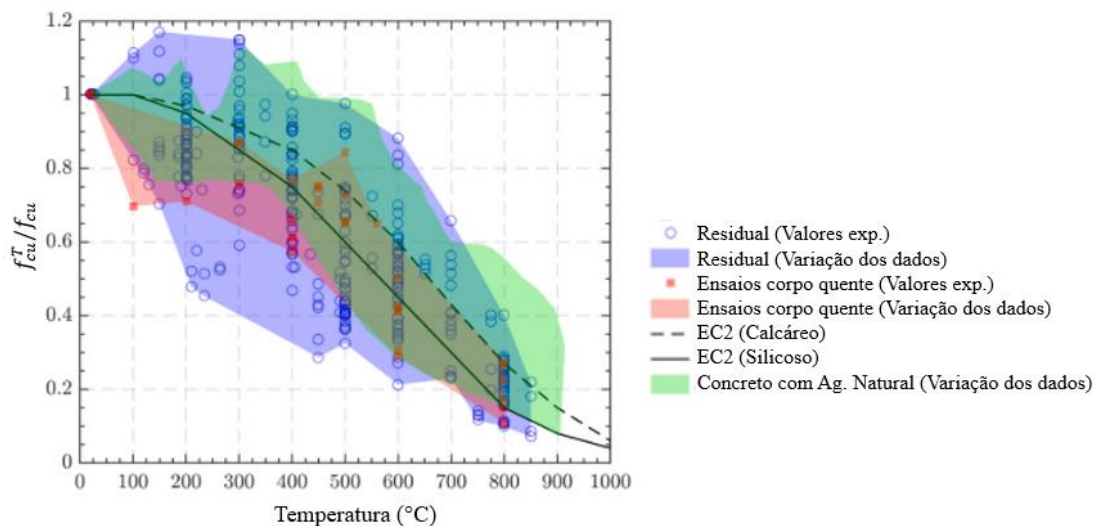


Fonte: MA *et al.* (2015)

Na Figura 2.21, é comparada a queda de resistência à compressão de concretos produzidos com ARC. Percebe-se a grande variabilidade de resultados tanto em valores de resistência residual quanto em valores obtidos em ensaios realizados com o concreto aquecido.

Portanto, a variabilidade para ensaios conduzidos com agregados convencionais pode ser estendida para concretos produzidos com agregados reciclados. Conforme Fernandes *et al.* (2021), a variabilidade da resistência à compressão de concretos com ARC é, no mínimo, tão grande quanto o que é mostrado na Figura 2.21.

Figura 2.21 – Resistência à compressão relativa de concretos feitos com ARC



Fonte: Adaptado de Fernandes *et al.* (2021)

Na literatura, algumas propriedades do concreto com agregado reciclado já são de conhecimento comum, por exemplo, em pesquisas realizadas por Angulo e Figueiredo (2011) é abordado que concretos com agregados provenientes de resíduo de construção e demolição (RCD) possuem maior retração quando comparado com concretos produzidos com agregados convencionais.

Essa particularidade tem origem no agregado reciclado cuja alta absorção no ARC é oriunda da pasta de cimento antiga e no ARM é oriunda tanto da pasta antiga como também do material cerâmico presente. Essa característica pode ser observada em vários trabalhos (NIXON, 1978), (SAFIUDDIN *et al.*, 2013), (LE; BUI, 2020), (CANTERO *et al.*, 2021). No concreto com agregados reciclados a restrição para a movimentação da pasta é menor, logo

ela se retrai e, como consequência, a retração volumétrica é maior comparando com concretos convencionais.

Além da maior retração, o agregado reciclado apresenta maior porosidade. Essa característica é um dos fatores que proporciona um aumento da absorção de água pelo agregado (LEITE, 2001). A porosidade mais elevada desse tipo de concreto afeta diretamente a sua umidade, pois a presença de água pode se dar tanto no agregado quanto na pasta de cimento.

Ainda tratando sobre porosidade, autores como Khalaf e Devenny (2004) e Angulo e Figueiredo (2011) argumentam que a maior porosidade altera sensivelmente as características desses agregados. Desse modo, concretos com agregados reciclados terão maior demanda por água, podendo ser necessária uma pré-molhagem dos mesmos. Agregados reciclados também possuem teores mais elevados de finos e são menos densos que agregados naturais. Portanto, o uso desse tipo de agregado tem influência na massa específica do concreto.

A porosidade também afetará a resistência à compressão do concreto, que tende a ser menor do que concretos produzidos com agregados convencionais. Ho e Tsai (2011), Angulo e Figueiredo (2011) e Juan-Valdés *et al.* (2021) relatam que a resistência à compressão tende a cair com o aumento do teor de substituição dos agregados reciclados. Para aumentá-la, a relação água/cimento poderia ser reduzida; contudo, isso leva a um maior consumo de cimento e, como resultado, produz um maior impacto ambiental, sendo um tópico a ser analisado com cautela.

Uma das maneiras de mitigar a redução de resistência à compressão de concretos com agregados reciclados consiste em controlar a substituição do agregado natural, compatibilizar a porosidade entre os materiais e reduzir a porosidade do agregado reciclado através do processamento, melhorando a qualidade do agregado (ANGULO; FIGUEIREDO, 2011).

Com a maior porosidade e menor restrição de movimentação da pasta, como citado anteriormente, o módulo de elasticidade do agregado reciclado sempre será menor quando comparado a agregados naturais convencionais. Por fim, do mesmo modo que a resistência à compressão tende a cair com o aumento do teor de agregado reciclado, a resistência à tração e o módulo de elasticidade também. Em pesquisas realizadas por Zega e Di Maio (2006), os pesquisadores perceberam uma redução de 13% no módulo de elasticidade de um concreto

com agregado reciclado quando comparado a um concreto convencional produzido com agregados naturais.

## 2.7 Estruturas em situação de incêndio

Ao ser exposto a elevadas temperaturas, o concreto perde progressivamente suas propriedades físicas e mecânicas iniciais. Desse modo, Cree, Green e Noumowé (2013) sugerem que o mesmo aconteça com concretos com agregados reciclados, já que eles contêm os mesmos constituintes, mas em diferentes proporções. Georgali e Tsakiridis (2005) afirmam que a perda de resistência mecânica pode se apresentar por fissuras, *spalling*, pela destruição da interface pasta-agregado e pela deterioração da pasta de cimento.

Alguns autores como Taylor, Famy e Scrivener (2001) e Castellote *et al.* (2004) citam que a degradação do concreto começa com a desidratação e decomposição da etringita, extinguida a 90°C, enquanto Vieira, Correia e De Brito (2011) e Ingham (2009), citam valores ainda menores, entre 70 e 80°C. Outros, como Georgali e Tsakiridis (2005), mencionam que as primeiras mudanças da composição do concreto ocorrem entre 100 e 200°C, momento em que há a evaporação da água livre; quando a temperatura chega por volta de 250°C começa a haver a desidratação do concreto por meio da perda de água quimicamente combinada. Devido a essas razões, a resistência do concreto começa a apresentar tendência de queda entre 200 e 250°C, sendo que a 300°C é comentada uma perda esperada de 15 a 40% da resistência inicial. A partir dessa temperatura, a queda da resistência é mais vertiginosa.

Devido às altas temperaturas, o incêndio promove um descompasso entre o comportamento da pasta de cimento e dos agregados. Em FIB (2008) é comentado que a pasta de cimento expande quando chega a temperatura de 150 a 200°C e depois retrai, enquanto os agregados permanecem expandindo com o aumento da temperatura, promovendo micro deformações e microfissuras no material. Quando o concreto atinge a temperatura de 550°C ocorre a desidratação de hidróxido de cálcio, e é nesse momento em que começa a deterioração dos agregados.

O desempenho do concreto depende do desempenho dos agregados. Cree, Green e Noumowé (2013) relatam que, por compor a maior parte do volume de concreto, o tipo de agregado irá influenciar na estabilidade e resistência mecânica do material. Isso confere importância ao estudo da distribuição da fração de agregado natural e de agregado reciclado no concreto, pois esses tipos de agregados possuem características diferentes.

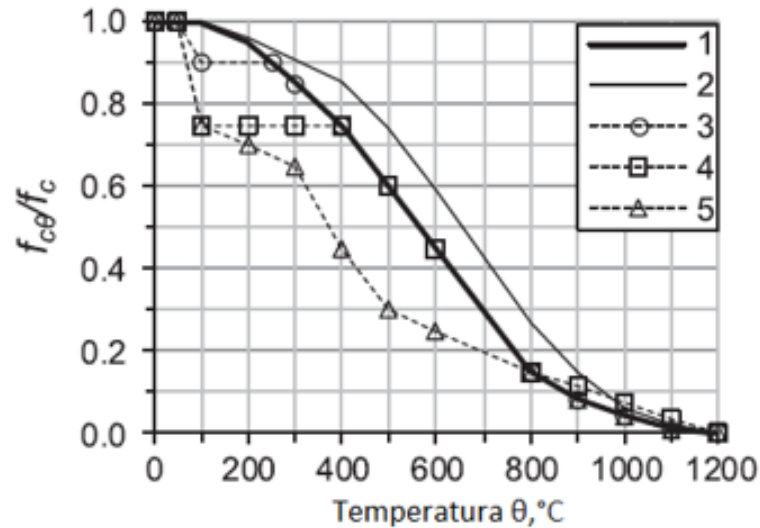
O estudo do comportamento de agregados em situação de incêndio é importante, pois os agregados preenchem de 60 a 75% do volume total de concreto (NEVILLE, 2016). Portanto, o conhecimento do tipo de agregado, sua mineralogia e suas propriedades químicas e físicas é de grande relevância para a produção do concreto. Como mencionado anteriormente, dada a influência dos agregados nas propriedades do concreto, é de se esperar alterações no seu comportamento quando em situação de incêndio, principalmente pela grande influência na porosidade, absorção de água e a diferença observada na zona de transição entre o agregado e o concreto.

As propriedades mecânicas e térmicas são fundamentais para prever e entender o comportamento do concreto em situação de incêndio. Portanto, é de grande interesse investigar propriedades mecânicas como resistência à compressão, resistência à tração, módulo de elasticidade e relação tensão-deformação. Para as propriedades térmicas, é de grande valia a compreensão de parâmetros como densidade, condutividade térmica, calor específico, alongamento e a influência da relação água/cimento. Para o aço, é importante conhecer a resistência à tração, módulo de elasticidade, alongamento, calor específico e condutividade térmica.

### 2.7.1 Resistência mecânica à compressão

Para concretos com agregados convencionais, quando observados estudos na literatura, como os de Kodur (2014) e Wróblewska e Kowalski (2020), fica claro que o fato mais importante é a redução da resistência à compressão do concreto com o aumento da temperatura. Esse fato acarreta a diminuição da capacidade de carga das estruturas expostas à ação do fogo, como mostra a Figura 2.22, sendo  $f_{co}/f_c$  a razão entre resistência à compressão em uma dada temperatura e a resistência à compressão em temperatura ambiente. Nota-se a queda de resistência mecânica para concretos com diferentes classes de resistência observados nas curvas 3 a 5.

Figura 2.22 – Redução da resistência à compressão do concreto em elevadas temperaturas. 1- Resistência do concreto com agregado silicoso, 2- Resistência do concreto com agregado calcáreo, 3 – C55/67, C60/75, 4 – C70/85, C80/95, 5 – C90/105



Fonte: Adaptado de Wróblewska e Kowalski (2020)

A ABNT NBR 15200:2012, quando trata do dimensionamento de estruturas de concreto em situação de incêndio aborda a redução da resistência à compressão do concreto de acordo com a Equação 2.13.

$$f_{c,\theta} = k_{c,\theta} \cdot f_{ck} \quad (\text{Eq. 2.13})$$

Sendo:

$f_{c,\theta}$  – A resistência à compressão em uma dada temperatura  $\theta$ ;

$k_{c,\theta}$  – O fator que reduz a resistência do concreto em função da temperatura  $\theta$ ;

$f_{ck}$  – A resistência característica à compressão do concreto em temperatura ambiente.

Essa norma também explora essa relação por meio de uma tabela, correlacionando a temperatura do concreto, produzido com agregados em sua maioria silicosos, e o fator de redução  $k_{c,\theta}$ , conforme apresentado na Tabela 2.1. Percebe-se que quando o concreto está próximo de 0°C esse fator dobra a resistência característica à compressão, e quando o concreto atinge 600°C ocorre uma redução de mais da metade da resistência característica do material.



**Tabela 2.1 – Valores da relação entre temperatura e o coeficiente  $k_{c,\theta}$** 

<b>Temperatura (°C)</b>	<b><math>k_{c,\theta}</math></b>
1	2
20	1
100	1
200	0,95
300	0,85
400	0,75
500	0,60
600	0,45
700	0,30
800	0,15
900	0,08
1000	0,04
1100	0,01
1200	0,00

Fonte: ABNT NBR 15200:2012

Em relação aos agregados reciclados, vários estudos foram desenvolvidos para entender as diferenças de comportamento entre esses tipos de agregados e os agregados naturais. Estudos sobre o comportamento do ARC em elevadas temperaturas foram conduzidos por Zega e Di Maio (2006), em que 75% do volume de agregados graúdos naturais foram substituídos por agregados reciclados de concreto, garantindo que os concretos fabricados possuíssem a mesma resistência à compressão. Na pesquisa, foi observado que os concretos com ARC tiveram uma perda de resistência menor, comparado ao concreto convencional, e que o aumento da relação água/cimento para o concreto com ARC promoveu uma perda de resistência mais suave quando comparado ao concreto convencional. Segundo os autores, a menor redução de resistência do concreto com ARC pode ser explicada pela melhor interface criada pelos agregados: a interface argamassa-argamassa possui um coeficiente de expansão mais próximo do que a interface agregado-argamassa do concreto convencional, de maneira que micro e macro fissuras se tornam menos relevantes durante o processo de compressão. Analisando apenas os concretos com baixa relação água/cimento, a queda relativa foi consideravelmente menor, ou seja, o concreto com agregado reciclado perde muito menos resistência quando exposto a altas temperaturas. Para baixas relações água/cimento a interface passa a ter uma atuação mais significativa.

A expansão térmica é função do tipo e do teor de agregado presente no concreto. A incompatibilidade térmica entre os componentes do concreto em elevadas temperaturas é uma das principais causas para sua degradação. Essa incompatibilidade provoca esforços térmicos na zona de transição do concreto e, caso a tensão de tração seja grande o suficiente, fissuras radiais são formadas (YAN; LI; WONG, 2007). Essas fissuras podem se conectar com outras, permitindo a evaporação da água.

Desse modo, é interessante a escolha de agregados que sejam estáveis com a elevação da temperatura. Conforme Sarhat e Sherwood (2013), agregados reciclados de concreto possuem coeficientes de expansão térmica próximos da argamassa. Além disso, a textura rugosa desses agregados aumenta a aderência da ligação entre o agregado reciclado e a pasta de cimento hidratada.

Os estudos sobre a resistência residual à compressão de concretos com agregados reciclados, especificamente os cerâmicos, tiveram início com Lea e Stradling (1922). Nesse estudo os concretos foram submetidos à ação do incêndio e foi discutida a influência da substituição do agregado natural pelo agregado cerâmico. Os autores consideraram o problema sob duas vertentes: a primeira considerou a possibilidade de o concreto manter sua resistência após exposição ao fogo; e a segunda, a possibilidade de proteção ao aço, de maneira que esse não atingisse temperatura que provocasse sua falha.

Ademais, os pesquisadores compararam o comportamento de concretos com agregados reciclados cerâmicos e concretos convencionais com agregados naturais, e percebeu-se que até 650°C não houve perda de resistência mecânica para os concretos com agregado reciclado, enquanto que no convencional as perdas de resistência foram notadas a partir de 400°C. Em temperaturas mais altas o concreto com agregados cerâmicos perdeu menos resistência do que o concreto convencional e pela primeira vez a adição de agregados cerâmicos mostrou-se vantajosa (LEA; STRADLING, 1922).

Khalaf e Devenny (2004) também estudaram a resistência à compressão de concretos com agregados cerâmicos. Para o estudo, os autores julgaram importante usar agregados cerâmicos de blocos novos, sem impurezas. Desse modo, com os agregados tratados e limpos, foram concebidos três concretos, sendo um deles de referência, com agregados naturais, e outros dois com agregados cerâmicos, provenientes de diferentes tipos de blocos. Na discussão dos resultados, os autores expuseram que os agregados de origem cerâmica são mais porosos e que, para o uso no concreto, foi necessário pré-saturar os agregados, de forma

que os agregados não absorvessem demasiadamente a água de amassamento do concreto durante sua produção. Para o desempenho em situação de incêndio, os concretos com agregados cerâmicos tiveram melhor desempenho, uma vez que eles perdem menos resistência relativa, o que pode ser explicado por dois parâmetros chave: a adesão do agregado reciclado com a matriz cimentícia; e a resistência mecânica original dos agregados cerâmicos.

No que se refere à resistência mecânica de concretos com agregados reciclados mistos em temperatura ambiente, Viana Neto, Sales e Sales (2018) também notaram a redução dessa propriedade em relação a um concreto convencional. Isso é esperado, já que comparando um agregado reciclado de concreto com um agregado reciclado misto, esse último apresentou certo teor de partículas mais frágeis, como gesso. Além disso, houve um certo teor de partículas vitrificadas que dificultaram a adesão à matriz cimentícia.

### 2.7.2 Resistência mecânica à tração

Em situação de incêndio, Sarhat e Sherwood (2013) explicitaram que a queda da resistência à tração do concreto com agregados reciclados foi consideravelmente maior do que a queda de resistência à compressão. Essa queda, segundo os autores, aparenta ser devido ao fato de que a resistência à tração é mais sensível à fissuração produzida pelo componente térmico.

Essa propriedade pode ter elevada relevância em situação de incêndio. Kodur (2014) comenta que a fissuração no concreto se dá, geralmente, pela atuação de tensões de tração no concreto e o dano gerado por tração no elemento estrutural, normalmente, se dá pela propagação da microfissuração.

Na literatura, existem diversos dados que precisam ser analisados com cautela. Khaliq e Taimur (2018) realizaram tanto ensaios residuais quanto ensaios com o corpo de prova quente, e constataram que em ensaios residuais o concreto com ARC tem desempenho relativo à tração inferior ao concreto com agregados naturais. Laneyrie *et al.* (2016), Yang, Zhao e Liu (2018) e Silva, Pepe e Toledo Filho (2020) seguem comentando a mesma tendência, de que o elevado número de interfaces no concreto com agregado reciclado pode ter contribuído para o aumento da fissuração do concreto e, conseqüentemente, ter reduzido sua resistência à tração.

Alguns pesquisadores, no entanto, admitem que a substituição do agregado natural pelo agregado reciclado não altera significativamente a resistência relativa à tração. Vieira,

Correia e De Brito (2011) citam um comportamento similar da queda da resistência à tração com a elevação da temperatura. Da mesma forma, Yang, Zhao e Liu (2018) relatam que a queda relativa da resistência à tração do concreto com agregados naturais é menor, mas que devido a dispersão dos resultados, o efeito do agregado reciclado pode ser ignorado.

### 2.7.3 Módulo de elasticidade

O módulo de elasticidade é analisado comparando-se o módulo de elasticidade em situação de incêndio com o módulo de elasticidade em temperatura ambiente. A literatura costuma dividir os ensaios para a caracterização dessa propriedade em dois tipos: o ensaio residual e o ensaio em situação de incêndio.

Tratando de testes residuais, Zega e Di Maio (2006) e Zega e Di Maio (2009) apresentam que concretos com ARC demonstram queda do módulo de elasticidade. Inicialmente, em testes realizados em temperatura ambiente, para um teor de substituição de 75% do agregado natural pelo agregado reciclado, há uma queda de 15% no módulo de elasticidade, e os autores atribuíram essa queda à argamassa aderida ao agregado reciclado, que apresenta maior deformabilidade. Para a situação em incêndio, os concretos com ARC tiveram uma queda relativa menor quando comparado com concretos com agregados naturais. Esse melhor desempenho dos concretos com ARC foi atribuído ao fato de que a interface agregado reciclado-argamassa deste concreto é superior à interface do concreto convencional.

Ainda em testes residuais, Sarhat e Sherwood (2013) notaram que quanto maior o teor de substituição de agregado natural por ARC, menor será o impacto relativo no módulo de elasticidade. Khaliq e Taimur (2018) e Chen *et al.* (2019) constataram o mesmo comportamento. Vieira, Correia e De Brito (2011) ressaltam que o módulo de elasticidade foi a propriedade mais afetada pelas altas temperaturas, devido à elevada fissuração constatada no concreto.

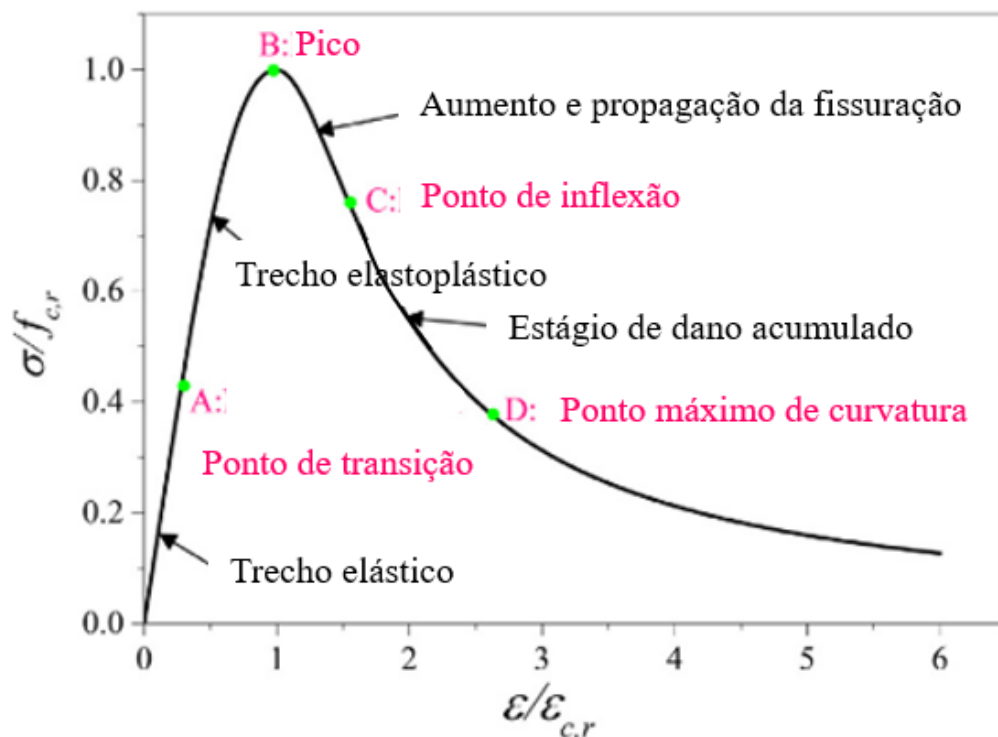
Em testes com o concreto em elevadas temperaturas, mas sem carregamento prévio, Gales *et al.* (2016), Khaliq e Taimur (2018) e Shaikh (2018) perceberam uma queda mais pronunciada do módulo de elasticidade relativo. Khaliq e Taimur (2018) atribuíram essa queda superior à desintegração da microestrutura, tanto física quanto química, como resultado da ação térmica. Por fim, Gales *et al.* (2016) e Vieira, Correia e De Brito (2011) observaram que, em ensaios residuais, concretos com agregados reciclados com teor de mais de 30% de

substituição dos agregados naturais não apresentaram queda do módulo de elasticidade, ou seja, a maior influência da substituição de agregados reciclados se deu entre 0 e 30%.

#### 2.7.4 Relação tensão-deformação

Para a elaboração da modelagem de um problema numérico é essencial o conhecimento da resposta do material aos esforços aplicados. Além disso, com a devida compreensão da resposta tensão-deformação é possível construir curvas e inseri-las em modelos matemáticos e, então, simular o seu comportamento. O comportamento da curva tensão-deformação pode ser observado em relação às solicitações de compressão e de tração. Para o concreto, a curva típica tensão-deformação à compressão pode ser observada na Figura 2.23.

Figura 2.23 – Diagrama clássico de tensão-deformação do concreto à compressão



Fonte: Adaptado de Liu *et al.* (2016)

Para o diagrama tensão-deformação do concreto com agregados naturais em situação de incêndio, a ABNT NBR 15200:2012 estabelece a Equação 2.14.

$$\sigma_{c,\theta} = f_{c,\theta} \cdot \frac{3 \cdot \left( \frac{\varepsilon_{c,\theta}}{\varepsilon_{c1,\theta}} \right)}{2 + \left( \frac{\varepsilon_{c,\theta}}{\varepsilon_{c1,\theta}} \right)^3} \quad (\text{Eq. 14})$$

Sendo:

$\sigma_{c,\theta}$  – O valor da tensão à compressão do concreto em uma temperatura  $\theta$  (em MPa);

$f_{c,\theta}$  – O valor da resistência à compressão do concreto em uma temperatura  $\theta$  (em MPa);

$\varepsilon_{c,\theta}$  – A deformação linear específica do concreto em uma temperatura  $\theta$ ;

$\varepsilon_{c1,\theta}$  – A deformação linear específica que corresponde à tensão de resistência máxima do concreto em uma temperatura  $\theta$ ;

$\varepsilon_{cu,\theta}$  – A deformação linear específica última do concreto a uma temperatura  $\theta$ .

A deformação específica em função da temperatura pode ser obtida a partir da Tabela 2.2.

**Tabela 2.2 – Valores da deformação específica em função da temperatura  $\theta$**

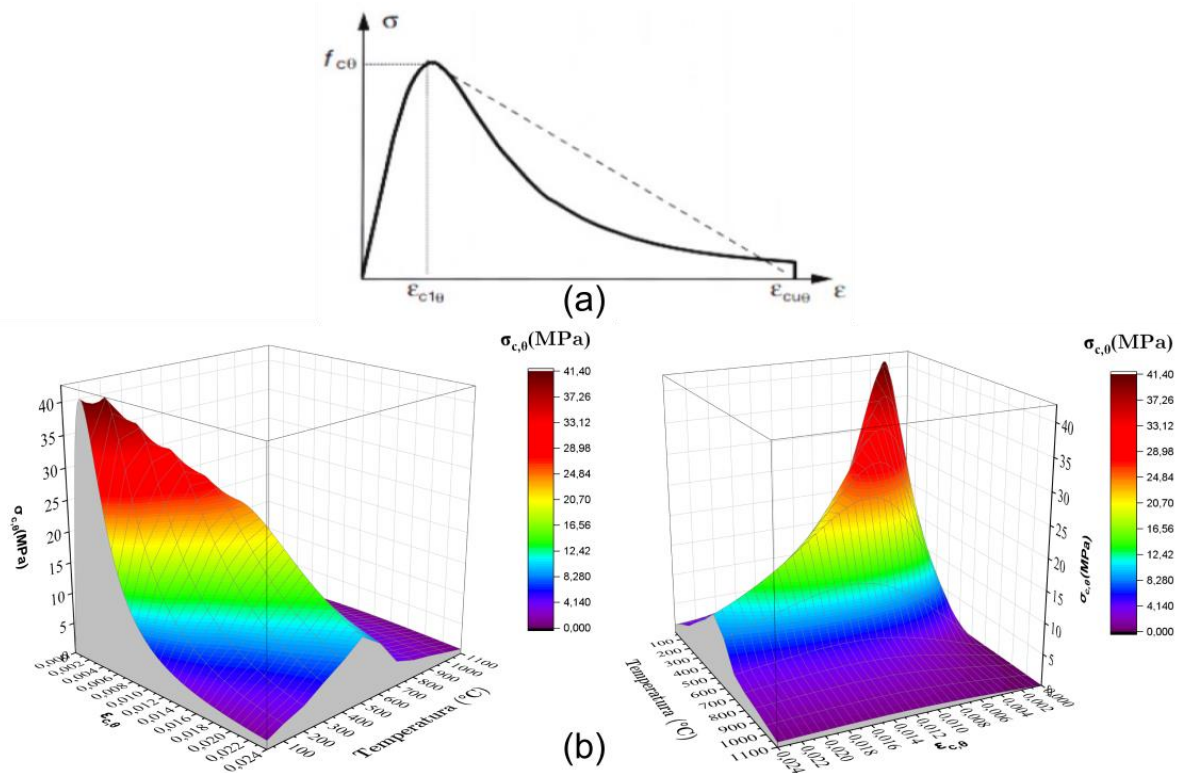
Temperatura (°C)	$\varepsilon_{c1,\theta}$ %	$\varepsilon_{cu,\theta}$ %
20	0,25	2,00
100	0,35	2,25
200	0,45	2,50
300	0,60	2,75
400	0,75	3,00
500	0,95	3,25
600	1,25	3,50
700	1,40	3,75
800	1,45	4,00
900	1,50	4,25
1000	1,50	4,50
1100	1,50	4,75
1200	1,50	-

Fonte: ABNT NBR 15200:2012.

Em alternativa aos valores apresentados na Tabela 2.2, a ABNT NBR 15200:2012 permite o uso do diagrama tensão-deformação do concreto apresentado na Figura 2.24(a), em que é possível traçar uma linha reta entre  $\varepsilon_{c1,\theta}$  e  $\varepsilon_{cu,\theta}$ , a Figura 2.24 b e c apresentam a mudança do comportamento Tensão x Deformação com a evolução da temperatura.

No que se refere ao comportamento da curva tensão-deformação à compressão para concretos com agregados reciclados, há na literatura pesquisas que dissertam sobre esse tema. Liu *et al.* (2016) e Chen *et al.* (2019) apresentam resultados que demonstram que o concreto com ARC possui relação tensão-deformação muito próxima à relação tensão-deformação de um concreto convencional, independentemente do percentual de substituição do agregado natural pelo agregado reciclado.

Figura 2.24 – Característica do diagrama tensão-deformação do concreto



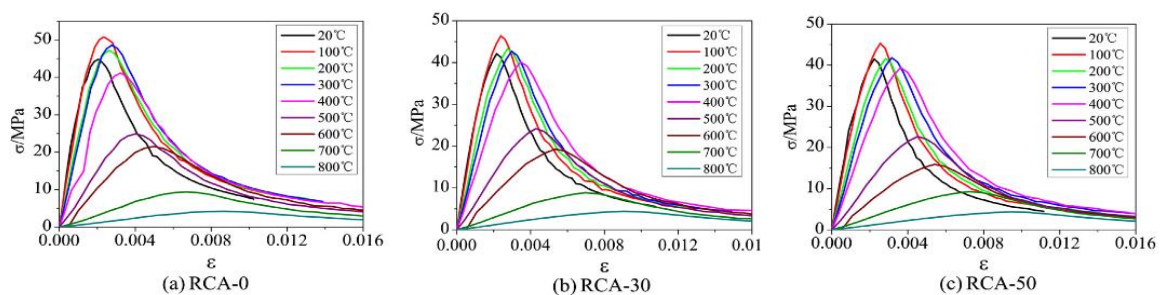
Fonte: Adaptado de ABNT NBR 15200:2012

Os autores mencionam que quando a temperatura aumenta, ocorre um achatamento da curva com conseqüente redução da carga de pico. Além disso, há um contínuo deslocamento da curva para à direita, resultando na redução do módulo de elasticidade. Liu *et al.* (2016) discorrem que quando a temperatura no concreto é inferior a 300°C, a carga de pico é um pouco maior do que a do concreto em temperatura ambiente. Ademais, a área sob a curva também é maior, demonstrando boa capacidade de dissipação de energia. Contudo, entre 400 e 500°C há uma redução significativa da carga de pico e um aumento da deformação máxima, de modo que a área sob a curva acaba diminuindo drasticamente, demonstrando baixa capacidade de dissipação de energia. Segundo Khaliq (2012), essa considerável redução da carga de pico ocorre devido à alterações químicas e físicas, como calcinação dos carbonatos,

fragmentação do C-S-H, deterioração da microestrutura do concreto e evolução da microfissuração.

Além disso, Liu *et al.* (2016) discorrem sobre a influência da substituição dos agregados reciclados utilizados na curva tensão-deformação. No estudo, além de agregados reciclados de concreto, foram utilizados agregados miúdos com propriedades isolantes provenientes de rochas vulcânicas. Os autores notaram que com o aumento do teor de agregados reciclados há uma leve tendência de redução da energia de dissipação, como pode ser observado na Figura 2.25. Esse comportamento foi atribuído ao comportamento mais frágil dos agregados reciclados utilizados e pela ligação mais fraca entre o agregado reciclado e a matriz cimentícia. Os autores também concluem que a normalização das curvas tensão-deformação pós-fogo pode ser comparada com a curva em temperatura ambiente, sugerindo que uma certa curva proposta para o concreto em temperatura ambiente pode ser utilizada para o concreto que foi aquecido.

Figura 2.25 – Diagrama tensão-deformação com variação da temperatura com diferentes níveis



Fonte: Liu *et al.* (2016)

Sobre os tipos de ensaios que podem ser realizados em corpos de prova, há três modos para a obtenção da curva tensão-deformação: o primeiro é o ensaio residual sem carregamento prévio, que de acordo com Fu *et al.* (2005) é o mais comum; o segundo é o sem carregamento prévio à quente, em que o corpo de prova é ensaiado em elevadas temperaturas, sem carregamento prévio; e o terceiro é o com carregamento à quente, em que o concreto possui certo carregamento prévio, e após atingir certa temperatura, o corpo de prova é levado à falha. Esses dois últimos, de acordo com os autores, são menos comuns, mas são igualmente importantes.

Por fim, Khaliq e Taimur (2018) compararam o ensaio residual com o ensaio sem carregamento prévio com o corpo de prova quente. Os autores concluíram que para os



concretos de alta resistência produzidos com agregados naturais e para concretos com agregados reciclados o modo de falha e as curvas tensão-deformação são parecidas. No entanto, o ensaio residual mostra um comportamento mais dúctil em ambos os casos.

### 2.7.5 Densidade

A elevação da temperatura afeta a densidade do concreto, pois a quantidade de água é reduzida. Assim, ela pode ser determinada com o auxílio das Equações 2.15 a 2.18, de acordo com a ABNT NBR 15200:2012, em função da temperatura. Essas equações foram propostas com base no Eurocode 2 Parte 1-2, que é para um concreto com agregados silicosos e calcáreos.

$$\rho(\theta) = \rho(20^\circ C) \text{ para } 20^\circ C \leq \theta \leq 115^\circ C \quad (\text{Eq. 2.15})$$

$$\rho(\theta) = \rho(20^\circ C) \left( 1 - \frac{0,02(\theta - 115)}{85} \right) \text{ para } 115^\circ C < \theta \leq 200^\circ C \quad (\text{Eq. 2.16})$$

$$\rho(\theta) = \rho(20^\circ C) \left( 0,98 - \frac{0,03(\theta - 200)}{200} \right) \text{ para } 200^\circ C < \theta \leq 400^\circ C \quad (\text{Eq. 2.17})$$

$$\rho(\theta) = \rho(20^\circ C) \left( 0,95 - \frac{0,07(\theta - 400)}{800} \right) \text{ para } 400^\circ C < \theta \leq 1200^\circ C \quad (\text{Eq. 2.18})$$

O concreto de referência utilizado no estudo experimental em que a presente pesquisa está baseada é constituído por agregados miúdos de origem quartzosa e graúdos de origem basáltica, portanto diferente do que propõe a ABNT NBR 15200:2012, uma vez que a norma especifica valores com base em agregados calcáreos e silicosos, os mesmos propostos pelo Eurocode 2, Parte 1-2. De acordo com Schneider, Diederichs e Ehm (1982), a densidade dos concretos com agregados silicosos e calcáreos possui um comportamento em elevadas temperaturas muito diferente dos concretos com agregados basálticos e quartzosos, que tendem a ser mais estáveis com a elevação da temperatura. De acordo com os autores, o basalto possui um coeficiente de expansão menor, o que reduz a velocidade da perda de densidade.

No concreto, de acordo com FIB (2007), o papel do agregado é importante em termos de dilatação. Alguns agregados, como os à base de cálcio, sofrem forte redução de densidade em temperaturas acima de 600°C, enquanto agregados à base de quartzo e basálticos exibem uma redução de densidade mais gradual.

Zhao, Liu e Yang (2018) comentam que concretos com agregados reciclados possuem densidade menor que concretos com agregados naturais e Štefan *et al.* (2020), por falta de estudos na literatura, utilizam em seus modelos numéricos as Equações 2.15 a 2.18 para representar a densidade de concretos com agregados reciclados em situação de incêndio. Portanto, da mesma forma, neste trabalho serão utilizadas as Equações 2.15 a 2.18.

A Tabela 2.3 resume o comportamento da densidade observada para concreto conforme ABNT NBR 15200:2012 e FIB (2007).

**Tabela 2.3 – Densidade dos concretos utilizados**

Temperatura (°C)	Concreto com agregados reciclados	Concreto com agregados basálticos
	$\rho_0/\rho_\theta$	$\rho_0/\rho_\theta$
	Densidade	Densidade
20	1,000	1,000
100	1,000	1,000
200	0,980	1,000
300	0,965	1,000
400	0,950	0,990
500	0,941	0,980
600	0,933	0,970
700	0,924	0,960
800	0,915	0,958
900	0,906	0,955
1000	0,898	0,950
1100	0,889	0,950
1200	0,880	0,950

Fonte: O autor

#### 2.7.6 Condutividade térmica

A condutividade térmica fornece o fluxo de calor transmitido através de uma área de um material submetido a um gradiente de temperatura. De acordo com Naus e Graves (2006),

diversos fatores influenciam a condutividade térmica do concreto, como o volume e distribuição dos poros, teor de água e a característica da pasta de cimento.

A ABNT NBR 15200:2012, quando trata de condutividade térmica para concreto com agregado silicoso, considera esta propriedade de forma simplificada, podendo ser considerada igual a 1,3W/m.°C ou, então, calculada pela Equação 2.19.

$$\lambda = 1,36 - 0,136 \frac{\theta_c}{100} + 0,0057 \left( \frac{\theta_c}{100} \right)^2 \quad 20^\circ C \leq \theta_c \leq 1200^\circ C \quad (Eq. 2.19)$$

Sendo:

$\lambda$  – Condutividade térmica;

$\theta_c$  – Temperatura do concreto em graus Celsius.

Mehta e Monteiro (2014) mencionam o intervalo de 1,9 a 2,2 W/m.°C para a condutividade térmica de concretos com agregados basálticos, enquanto Shin *et al.* (2002) propõem os valores mostrados na Tabela 2.4, a depender da evolução da temperatura para um concreto com agregados basálticos e teor de umidade de 7,6% de umidade. Dessa maneira, no presente trabalho, esses valores serão utilizados.

**Tabela 2.4 – Condutividade térmica de concreto com agregados graúdos basálticos**

Temperatura (°C)	Condutividade (W/m.°C)
20	2.2
100	2
200	1.8
300	1.6
400	1.4
500	1.325
600	1.2
700	1.12
800	1.04
900	1.04

Fonte: Adaptado de Shin *et al.* (2002)

Para concreto com agregados reciclados, Zhao, Liu e Yang (2018) revelam que a obtenção da condutividade térmica dos agregados reciclados é essencial para determinar a

distribuição de temperatura na estrutura. Além do calor específico, os autores propõem os equacionamentos mostrados nas Equações 2.20 a 2.22 quando se trata de ARC.

Para  $r = 0\%$ :

$$\lambda_c = \left\{ \begin{array}{ll} 2,04 - 2,22 \left( \frac{T}{1000} \right) + 1,58 \left( \frac{T}{1000} \right)^2 & 20^\circ\text{C} < T \leq 500^\circ\text{C} \\ -0,00034T + 1,49 & 500^\circ\text{C} < T \leq 790^\circ\text{C} \end{array} \right\} \quad (\text{Eq. 2.20})$$

Para  $r = 50\%$

$$\lambda_c = \left\{ \begin{array}{ll} 1,85 - 3,38 \left( \frac{T}{1000} \right) + 3,64 \left( \frac{T}{1000} \right)^2 & 20^\circ\text{C} < T \leq 500^\circ\text{C} \\ -0,00026T + 1,20 & 500^\circ\text{C} < T \leq 790^\circ\text{C} \end{array} \right\} \quad (\text{Eq. 2.21})$$

Para  $r = 100\%$

$$\lambda_c = \left\{ \begin{array}{ll} 1,64 - 2,73 \left( \frac{T}{1000} \right) + 2,46 \left( \frac{T}{1000} \right)^2 & 20^\circ\text{C} < T \leq 500^\circ\text{C} \\ -0,00025T + 1,01 & 500^\circ\text{C} < T \leq 790^\circ\text{C} \end{array} \right\} \quad (\text{Eq. 2.22})$$

Sendo:

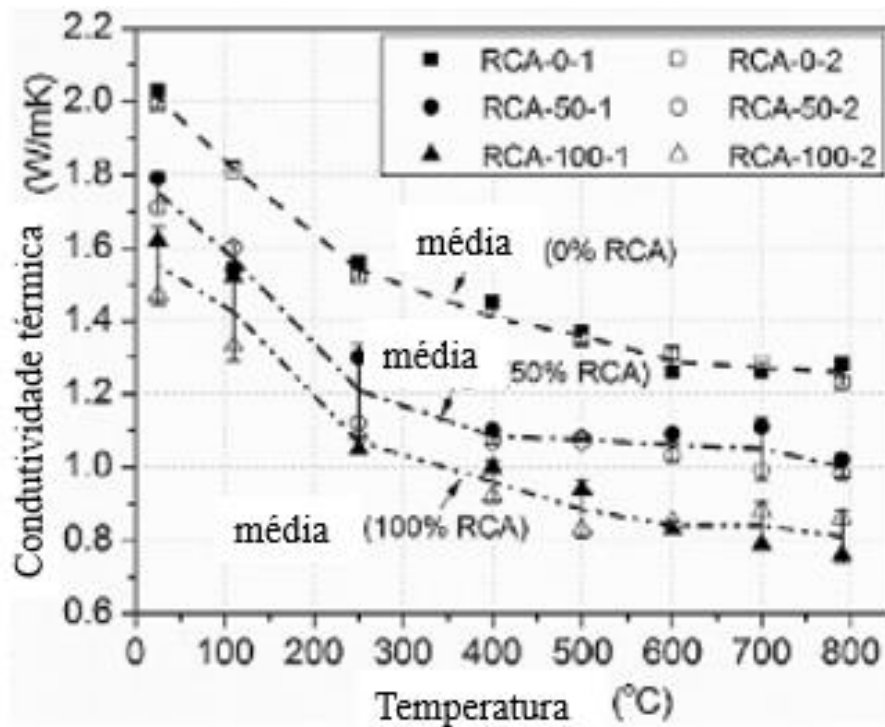
$r$  – O teor de substituição de agregados naturais por agregados reciclados.

Em temperatura ambiente, já é possível notar a influência dos agregados reciclados. Zhao, Liu e Yang (2018), com 100% de substituição de agregado natural por ARC, revelam um decréscimo de condutividade de  $1,97 \text{ W/m}^\circ\text{C}$  para  $1,44 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ . A queda da condutividade foi atribuída a argamassa antiga aderida ao agregado, que torna o concreto mais poroso. Nas observações dos autores, a densidade do concreto reduziu de  $2402,2 \text{ kg/m}^3$  para  $2126,6 \text{ kg/m}^3$ . Agregados cristalinos são mais condutíveis que agregados amorfos, de maneira que quanto mais cristalino for o agregado, mais condutor ou menos isolante será o concreto.

Tratando de concretos com ARC em elevadas temperaturas, sua condutividade térmica tende a diminuir com o aumento da temperatura. Em pesquisas realizadas por Kodur e Khaliq (2011), Laneyrie *et al.* (2016) e Zhao, Liu e Yang (2018), os autores estudaram a condutividade térmica do concreto com a elevação da temperatura. As alterações dessa propriedade podem ser divididas em 3 estágios: inicialmente, de 20 a  $400^\circ\text{C}$ , a condutividade reduz bastante, sendo essa redução atribuída à perda da água livre do concreto; entre 400 e

500°C há um certo patamar, em que são percebidas leves alterações de condutividade, sendo a redução do ritmo de queda explicada pela dissociação da água aderida ao concreto (água quimicamente combinada); e no último estágio, além de 500°C, há uma suave redução, explicada pela perda de umidade dissolvida (água interlamelar) em partículas de silicato de cálcio hidratado (C-S-H). A Figura 2.26 ilustra o fato.

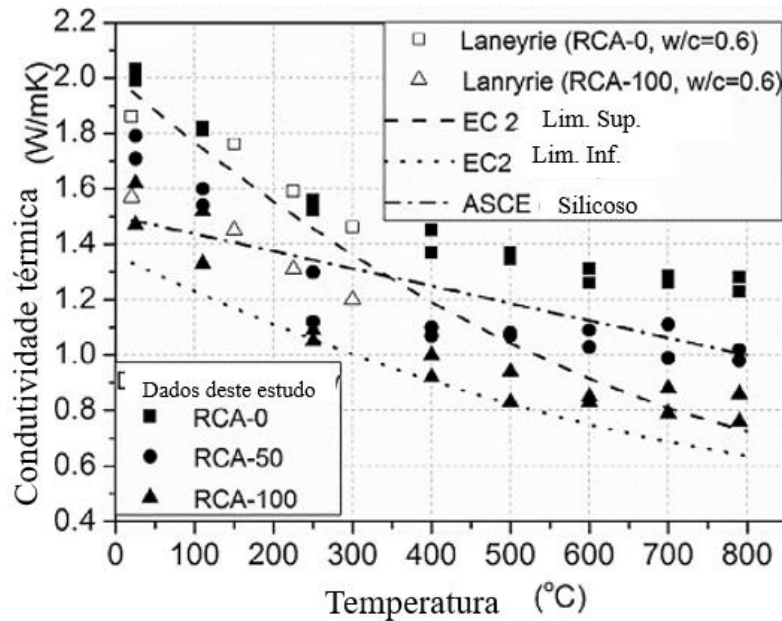
Figura 2.26 – Redução da condutividade térmica com o aumento da temperatura



Fonte: Adaptado de Zhao, Liu e Yang (2018)

A heterogeneidade dos agregados reciclados também pode ser observada por essa propriedade. Na Figura 2.27 é apresentada uma comparação entre dados de pesquisa, o Eurocode 2 e o ASCE. Zhao, Liu e Yang (2018) atribuíram essa variação à diferença de umidade, distribuição de materiais e técnicas de medição. Cabe lembrar que nem o Eurocode 2 nem o ASCE especificam de forma precisa o procedimento de medição de umidade. Além disso, o teor de umidade influencia diretamente a condutividade do material, já que a condutividade térmica da água é maior do que a do ar, no caso de vazios no interior do concreto.

Figura 2.27 – Comparação entre estudos da condutividade térmica com a temperatura



Fonte: Adaptado de Zhao, Liu e Yang (2018)

### 2.7.7 Calor específico

O calor específico é o quanto de calor por unidade de massa é requerido para mudar a temperatura de um material em 1°C. Naus (2010) apresenta que em temperatura ambiente o tipo de agregado, a proporção da mistura e a idade não tem um efeito relevante no calor específico do concreto; contudo, o teor de umidade, sim. Portanto, o calor específico do concreto é sensível ao teor de umidade.

O calor específico  $c_p(\theta)$  do concreto seco, com umidade zero, produzido com agregados silicosos ou calcáreos, pode ser determinado seguindo as Equações 2.23 a 2.26, de acordo com o exposto na ABNT NBR 15200:2012.

$$c_p(\theta) = 900 \left( \frac{J}{kg} \cdot ^\circ C \right) \text{ para } 20^\circ C \leq \theta \leq 100^\circ C \quad (Eq. 2.23)$$

$$c_p(\theta) = 900 + (\theta - 100) \left( \frac{J}{kg} \cdot ^\circ C \right) \text{ para } 100^\circ C \leq \theta \leq 200^\circ C \quad (Eq. 2.24)$$

$$c_p(\theta) = 1000 + \frac{(\theta - 200)}{2} \left( \frac{J}{kg} \cdot ^\circ C \right) \text{ para } 200^\circ C \leq \theta \leq 400^\circ C \quad (Eq. 2.25)$$

$$c_p(\theta) = 1100 \left( \frac{J}{kg} \cdot ^\circ C \right) \text{ para } 400^\circ C \leq \theta \leq 1200^\circ C \quad (Eq. 2.26)$$

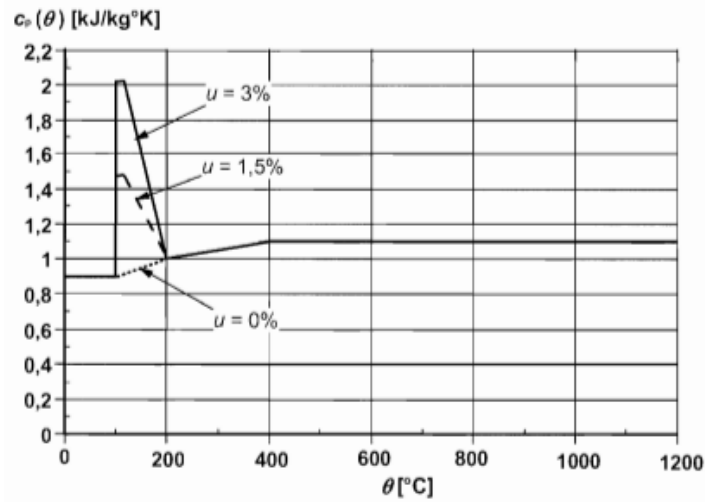
Sabe-se na prática que o concreto dificilmente estará na condição seca, havendo sempre um teor de umidade que precisa ser levado em consideração. A ABNT NBR 15200:2012 explicita que para casos em que a umidade não é considerada diretamente no método de cálculo, deve-se corrigir o valor do calor específico por um valor constante entre 100 e 115°C, com decréscimo linear entre 115 e 200°C. Štefan *et al.* (2020) apresentam uma função modificada do Eurocode 2 Parte 1-2, que é igual à da ABNT NBR 15200:2012. A função do calor específico pode ser corrigida utilizando o conjunto de equações representado resumidamente como Equação 2.27.

$$c_p = c_{p,0} + \left\{ \begin{array}{l} 0, \text{ Para } \theta \leq 100^\circ\text{C} \\ c_{p,u}, \text{ Para } 100^\circ\text{C} < \theta \leq 115^\circ\text{C} \\ c_{p,u} - (c_{p,u} - 100) \frac{\theta - 115}{85}, \text{ Para } 115^\circ\text{C} < \theta \leq 200^\circ\text{C} \\ 100 + \frac{\theta - 200}{2}, \text{ Para } 200^\circ\text{C} < \theta \leq 400^\circ\text{C} \\ 200, \text{ Para } 400^\circ\text{C} < \theta \leq 1200^\circ\text{C} \end{array} \right\} \quad (\text{Eq. 2.27})$$

O termo  $c_{p,u}$  consiste na correção do calor específico em função do teor de umidade do concreto, sendo adotados os seguintes valores: para umidade 0%,  $c_{p,u} = 0$ ; para umidade de 1,5%,  $c_{p,u} = 570 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \text{K}^{-1}$ ; para umidade de 3,0%,  $c_{p,u} = 1120 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \text{K}^{-1}$ ; para umidade de 10%,  $c_{p,u} = 4700 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \text{K}^{-1}$ . O termo  $c_{p,0}$  é o termo referente ao calor específico inicial, equivalente ao termo  $c_p(\theta)$  do conjunto de Equações 23 a 26. Xing *et al.* (2015) mencionam em seus estudos que o calor específico do concreto não depende da natureza do agregado, sendo mais influenciado pelo teor de umidade. Para Štefan *et al.* (2020), o valor de  $1000 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \text{K}^{-1}$  também é um valor razoável para o valor inicial referente ao  $c_{p,0}$ . A Figura 2.28 ilustra a mudança do calor específico com a elevação da temperatura incluindo a influência da umidade.

Kodur e Khaliq (2011) comentam de maneira semelhante que o calor específico, em elevadas temperaturas, além de ser altamente influenciado pelo teor de umidade, é influenciado pela densidade do concreto e pelo tipo de agregado. Para concreto com agregados basálticos, Shin *et al.* (2002) propõem os valores apresentados na Figura 2.29.

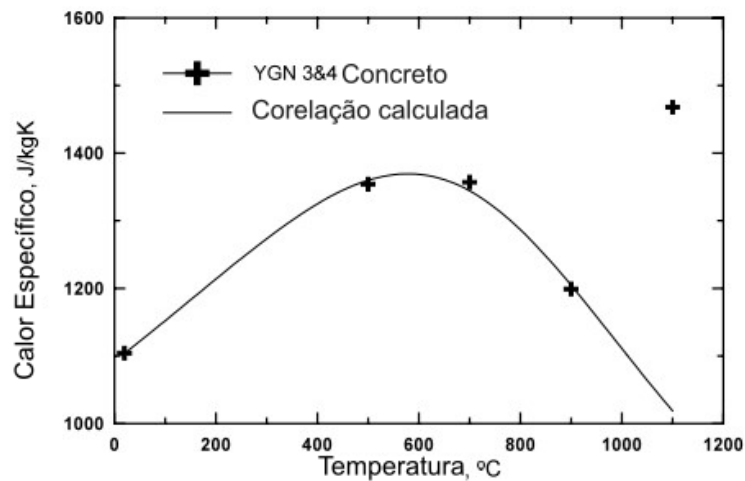
Figura 2.28 – Curva do calor específico com a elevação da temperatura



Fonte: Eurocode 2 Parte 1-2 (2004)

Autores como Zhao, Liu e Yang (2018) observaram dois picos dessa propriedade para faixa de temperatura entre 25 e 800°C: o primeiro associado à evaporação da água livre, por volta de 200°C; e o segundo associado à transformação mineralógica do agregado, por volta de 550°C.

Figura 2.29 – Calor específico para concreto com agregados graúdos basálticos



Fonte: Shin *et al.* (2002)

Além disso, foi notada a mesma dispersão (elevada variação) de dados devido à heterogeneidade dos agregados reciclados. Mais uma vez, Zhao, Liu e Yang (2018) compararam seus resultados com os modelos especificados pelo Eurocode 2, ASCE e Laneyrie *et al.* (2016). Os autores verificaram que o calor específico do concreto com ARC

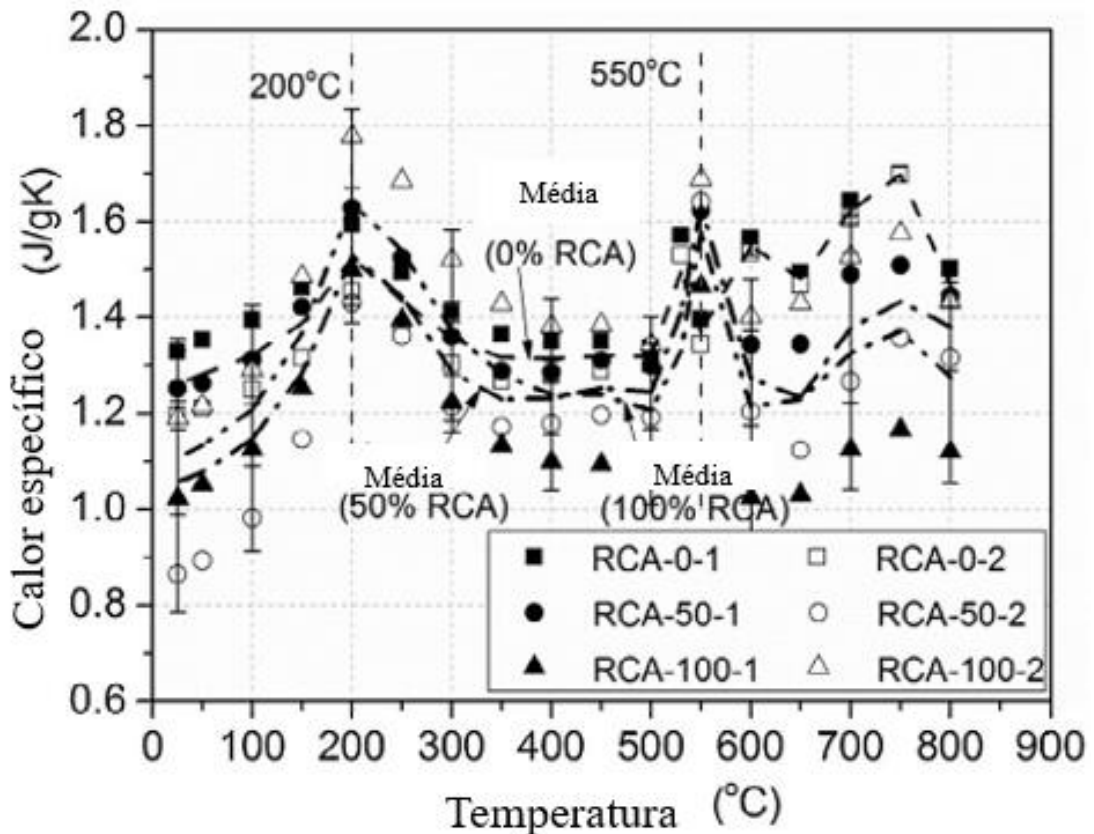


variou entre 0,87 e 1,33 J/g°C. A Figura 2.30 e Figura 2.31 ilustram as observações realizadas.

Por fim, os autores propuseram as Equações 2.28 a 2.34 para estimar o calor específico do concreto com ARC em função da temperatura de exposição.

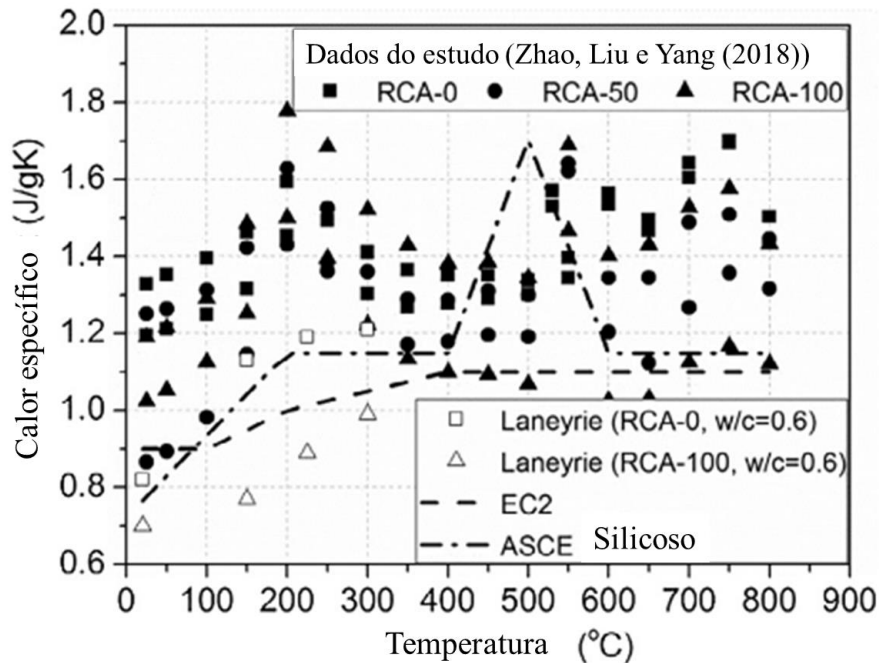
$$C_p(kJ.kg^{-1}C^{-1}) = \begin{cases} 0,0024T + 1,08 & 25\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T \leq 200\text{ }^{\circ}\text{C} \text{ (Eq. 2.28)} \\ -0,0015T + 1,86 & 200\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T \leq 400\text{ }^{\circ}\text{C} \text{ (Eq. 2.29)} \\ 1,26 & 400\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T \leq 500\text{ }^{\circ}\text{C} \text{ (Eq. 2.30)} \\ 0,0054T - 1,44 & 500\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T \leq 550\text{ }^{\circ}\text{C} \text{ (Eq. 2.31)} \\ -0,0021T + 2,68 & 550\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T \leq 650\text{ }^{\circ}\text{C} \text{ (Eq. 2.32)} \\ 0,0018T + 0,15 & 650\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T \leq 750\text{ }^{\circ}\text{C} \text{ (Eq. 2.33)} \\ -0,0024T + 3,30 & 750\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T \leq 800\text{ }^{\circ}\text{C} \text{ (Eq. 2.34)} \end{cases}$$

Figura 2.30 – Comparação com o Eurocode e o ASCE



Fonte: Adaptado de Zhao, Liu e Yang (2018)

Figura 2.31 – Comparação do calor específico com Laneyrie *et al.* (2016)



Fonte: Adaptado de Zhao, Liu e Yang (2018)

### 2.7.8 Alongamento

O alongamento é definido pela ABNT NBR 15200:2012 por duas equações, sendo que de maneira simplificada, pode-se considerar a relação entre o alongamento específico do concreto de densidade normal e a temperatura, constante, como mostra a Equação 2.35.

$$\frac{\Delta l}{l} = 18 \times 10^{-3} (\theta_c - 20) \quad (\text{Eq. 2.35})$$

Onde:

$\Delta l$  – O alongamento do elemento de concreto de densidade normal provocado pela temperatura;

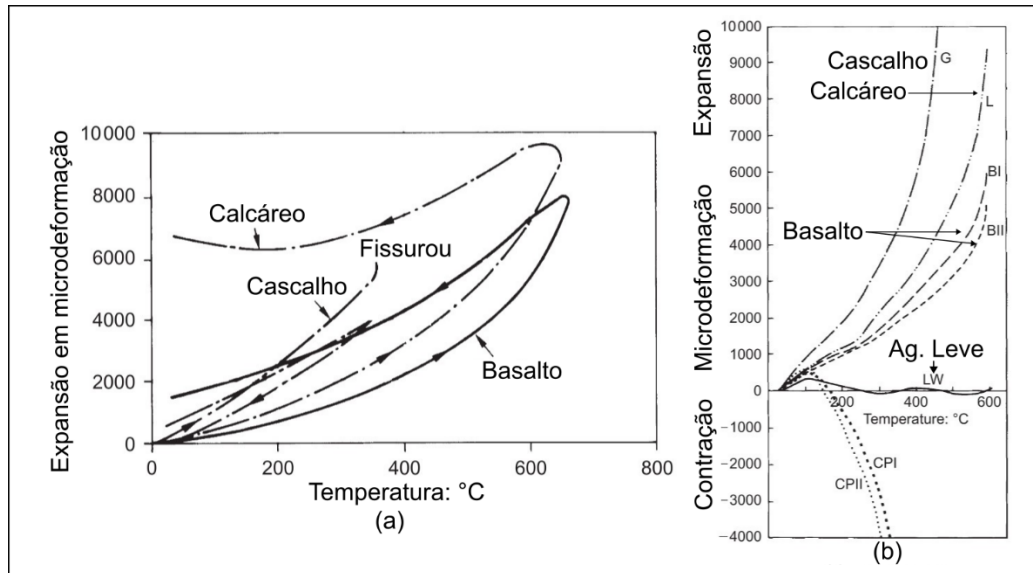
$l$  – O comprimento da peça de concreto de densidade normal a 20°C;

$\theta_c$  – É a temperatura do concreto, em graus Celsius.

No que se refere ao concreto com agregados basálticos, Khoury (2006) apresenta curvas de aquecimento e resfriamento para agregados graúdos. O basalto, como pode ser observado na Figura 2.32(a), é mais estável termicamente, quando comparado ao agregado

calcáreo, por exemplo. O comportamento do concreto com agregado basáltico é semelhante ao do próprio agregado e pode ser visto na Figura 2.32(b).

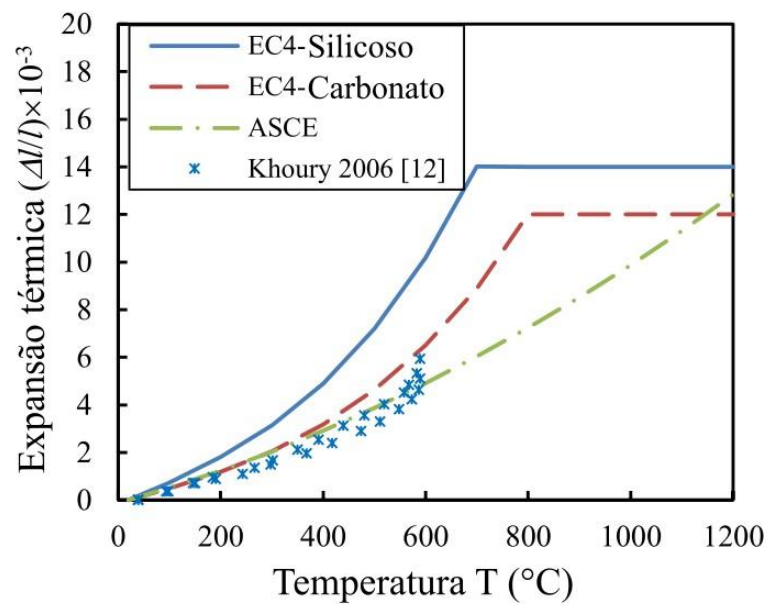
Figura 2.32 – Expansão térmica (a) Agregados, (b) concreto com agregados indicados



Fonte: Adaptado de Khoury (2006)

Ghannam (2019) compara esse modelo com o do Eurocode 4 e o proposto pela ASCE, ilustrado na Figura 2.33.

Figura 2.33 – Expansão térmica comparativa



Fonte: Adaptado de Ghannam (2019)

No que se refere à expansão térmica dos agregados reciclados, (ZHAO; LIU; YANG, 2018) apresentaram as Equações 2.36 e 2.37 relativas a regressões lineares para teores de substituição de 50% e 100%, respectivamente.

$$\varepsilon_{th} = \begin{cases} -0,015 + 0,00075T & 20\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T \leq 500\text{ }^{\circ}\text{C} \\ -0,84 + 0,0024T & 500\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T \leq 600\text{ }^{\circ}\text{C} \\ 0,12 + 0,0008T & 600\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T \leq 800\text{ }^{\circ}\text{C} \end{cases} \quad (\text{Eq. 2.36})$$

$$\varepsilon_{th} = \begin{cases} -0,0175 + 0,000875T & 20\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T \leq 500\text{ }^{\circ}\text{C} \\ -0,93 + 0,0027T & 500\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T \leq 600\text{ }^{\circ}\text{C} \\ 0,15 + 0,0009T & 600\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T \leq 800\text{ }^{\circ}\text{C} \end{cases} \quad (\text{Eq. 2.37})$$

Onde,

T – Temperatura em graus Celsius;

$\varepsilon_{th}$  - Expansão térmica.

Por outro lado, Cuttell *et al.* (1997) apontam que o coeficiente de expansão térmica de concreto com agregados reciclados é da ordem de 10 a 30% maior que o de concretos com agregados naturais.

#### 2.7.9 Influência da relação água/cimento

A relação água/cimento (a/c) influencia diretamente no desempenho de concretos em situação de incêndio. Zega e Di Maio (2006, 2009) perceberam que uma relação a/c reduzida promove um decréscimo relativo menor em propriedades como resistência à compressão, módulo de elasticidade dinâmico, módulo de elasticidade estático e velocidade de propagação de pulso ultrassônico; contudo, essa diferença é pouco significativa. Esse fato é ainda mais notável no caso de concretos com ARC, pois estes perdem ainda menos propriedades relativas. Essa pequena superioridade foi atribuída ao fato de que a baixa relação a/c melhora a interface entre a argamassa antiga e a argamassa nova.

Existem autores que atribuem melhorias mais significativas com a redução da relação a/c. Khattab, Hachemi e Al Ajlouni (2021), por exemplo, comentam que a redução da relação água/cimento auxiliou na redução da fissuração. A maior porosidade dos agregados reciclados facilita o fluxo de água no interior do material, em direção a face exposta ao fogo. Desse modo, quando a temperatura aumenta, é possível minimizar a degradação do concreto.

Laneyrie *et al.* (2016) testaram a influência da relação a/c sobre as propriedades mecânicas e térmicas do concreto, variando a origem do agregado. Foram considerados três tipos de agregado: o primeiro foi um agregado natural de origem sílico-calcárea usado como referência; o segundo foi um agregado reciclado de concreto proveniente de laboratório, portanto de melhor qualidade e sem impurezas; o terceiro foi um agregado reciclado originado de indústria especializada, contendo 1% de impurezas, como restos de madeira e asfalto. Os pesquisadores concluíram que a redução da relação água/cimento não aprimora a perda de resistência relativa após o aquecimento e que a qualidade do agregado influencia no desempenho do concreto em situação de incêndio.

Além disso, a relação a/c altera a ligação entre a pasta de cimento e o agregado. Desse modo, caso a resistência da ligação entre o agregado e a pasta aumente, o modo de falha pode ser alterado (LANEYRIE *et al.*, 2016). O agregado reciclado pode se tornar a região mais fraca do concreto, de modo que as fissuras podem atravessar o ARC ao invés da zona de transição entre a nova pasta de cimento e o agregado reciclado. Os autores perceberam que remover os materiais contaminantes é mais importante para a análise em situação de incêndio do que em temperatura ambiente.

Deve ser ressaltado que existem diferenças relevantes entre os ensaios realizados por Laneyrie *et al.* (2016) e por Zega e Di Maio (2009). O período de exposição à alta temperatura foi de 2h, o dobro dos experimentos de Zega e Di Maio (2009), e a temperatura máxima alcançada no ensaio foi bem maior, sendo o primeiro de 750°C e o segundo 500°C. Por fim, há a diferença entre as relações a/c analisadas, 0,40 e 0,70 e 0,30 e 0,60, respectivamente.

Por fim, tratando de concretos com agregados naturais, Ghandehari, Behnood e Khanzadi (2010) verificaram que a relação água/cimento tem influência irrelevante na resistência mecânica relativa em situação de incêndio.

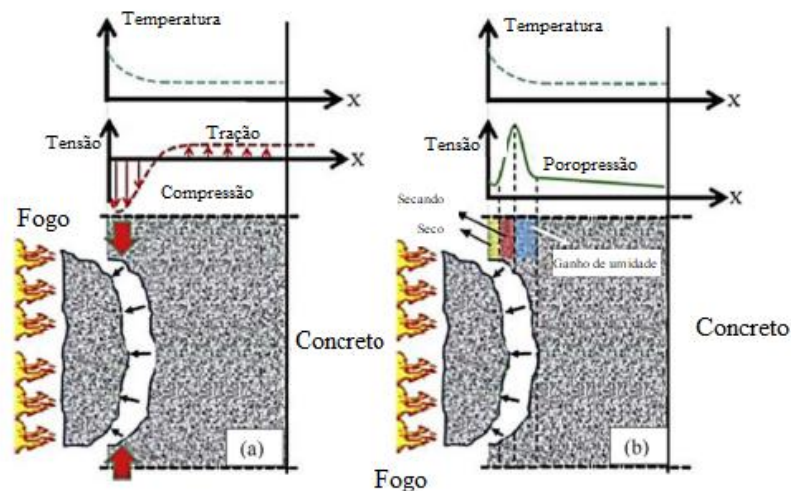
#### 2.7.10 O *spalling* do concreto

Wróblewska e Kowalski (2020) citam que devido à grande inércia térmica do concreto, a temperatura é muito maior na superfície que na parte interna do material. Como resultado, os elementos de concreto afetados pelo fogo não possuem as mesmas propriedades na seção transversal. Esse gradiente de temperatura, umidade e pressão provocam danos

maiores nas faces externas e frequentemente apresentam perdas de massa devido ao lascamento do concreto (*spalling*).

A exposição do concreto a elevadas temperaturas, como mencionado anteriormente, ocasiona a evaporação da água do concreto. Memon *et al.* (2019) descrevem o fenômeno de *spalling* a partir dessa evaporação que promove um gradiente térmico e faz com que a água da parte mais interna migre para a parte mais externa do elemento. Esse gradiente é formado justamente por essa evaporação, deixando a parte interna do concreto mais fria e formando uma camada saturada. Essa camada atua como um bloqueio à passagem de novas quantidades de vapores, criando uma poropressão. Caso a taxa de aquecimento seja grande o suficiente e o vapor não consiga encontrar uma saída pelos poros do concreto rapidamente, ocorre o desenvolvimento de enorme poropressão que ocasiona o *spalling*. A Figura 2.34 mostra um esquema do fenômeno.

Figura 2.34 – Esquema ilustrativo do *spalling*



Fonte: Adaptado de Memon *et al.* (2019)

### 2.7.11 Propriedades do aço

Quanto ao perfil metálico, é sabido que as estruturas de aço têm características reconhecidamente excelentes para sistemas estruturais, pois possuem elevada relação resistência/peso e ductilidade, possibilitando design inovadores e leves, além de possuírem natureza modular, permitindo uma construção mais rápida e limpa. Além dessas boas características, o aço possui outras características que o faz ser um ator relevante em uma situação de incêndio. Ele apresenta elevada condutividade térmica, baixo calor específico e, por permitir a concepção de elementos estruturais esbeltos, aquece mais rapidamente quando

exposto ao fogo; como consequência, é considerado um material pouco resistente à ação do fogo.

No quesito dimensionamento das armaduras e dos perfis metálicos em situação de incêndio, a ABNT NBR 15200:2012 e a ABNT NBR 14323:2013 estipulam duas equações que determinam a resistência ao escoamento e o módulo de elasticidade do aço quando há a elevação da temperatura e, conseqüentemente, levando à diminuição da resistência mecânica e do módulo de elasticidade, como mostrado pelas Equações 2.38 e 2.39, respectivamente.

$$f_{y,\theta} = k_{s,\theta} \cdot f_{yk} \quad (\text{Eq. 2.38})$$

$$E_{s,\theta} = k_{Es,\theta} \cdot E_s \quad (\text{Eq. 2.39})$$

Onde:

$f_{y,\theta}$  – Resistência ao escoamento do aço na temperatura  $\theta$ ;

$k_{s,\theta}$  - Coeficiente redutor da resistência ao escoamento do aço na temperatura  $\theta$ , conforme Tabela 2.5 ;

$f_{yk}$  - Resistência ao escoamento do aço a 20°C;

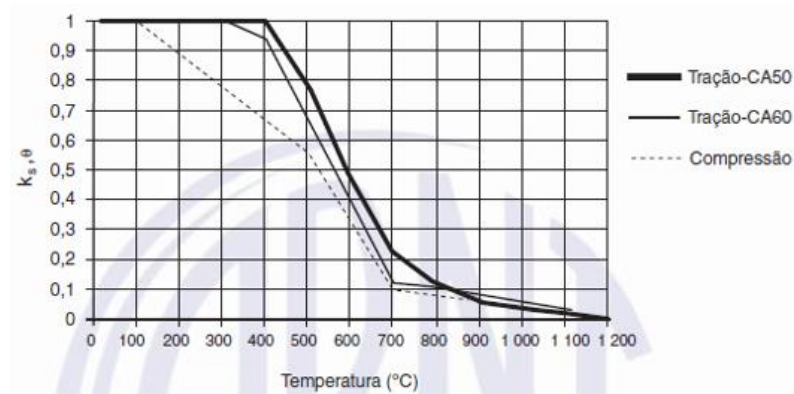
$E_{s,\theta}$  - Módulo de elasticidade do aço na temperatura  $\theta$ ;

$k_{Es,\theta}$  - Coeficiente redutor do módulo de elasticidade do aço na temperatura  $\theta$ ;

$E_s$  - Módulo de elasticidade do aço a 20°C.

A ABNT NBR 15200:2012 ainda trata do fator redutor da resistência do aço em temperaturas elevadas ( $k_{s,\theta}$ ) quando o elemento tende a estar comprimido ou tracionado. Dependendo da deformação da barra, se ela está alongando ou encurtando, a norma a enquadrará de maneira distinta, ou seja, a curva para barras predominantemente tracionadas será diferente da curva para barras predominantemente comprimidas. O gráfico de queda do fator de resistência pode ser observado na Figura 2.35.

Figura 2.35 – Queda da resistência do aço com o aumento da temperatura



Fonte: ABNT NBR 15200:2012

Os coeficientes de redução também são mostrados na Tabela 2.5. A ABNT NBR 15200:2012 e a ABNT NBT 14323:2013 trazem os coeficientes de redução a depender do tipo de aço que se utilizará (CA-50 ou CA-60) ou aço de perfil estrutural, sendo aqui apresentados os fatores de redução para o aço CA-50, que será utilizado nessa modelagem. Por fim, a norma permite a interpolação dos dados quando analisados valores intermediários.

**Tabela 2.5 – Valores das relações  $k_{s,\theta}$  e  $k_{Es,\theta}$  para aços de armadura passiva**

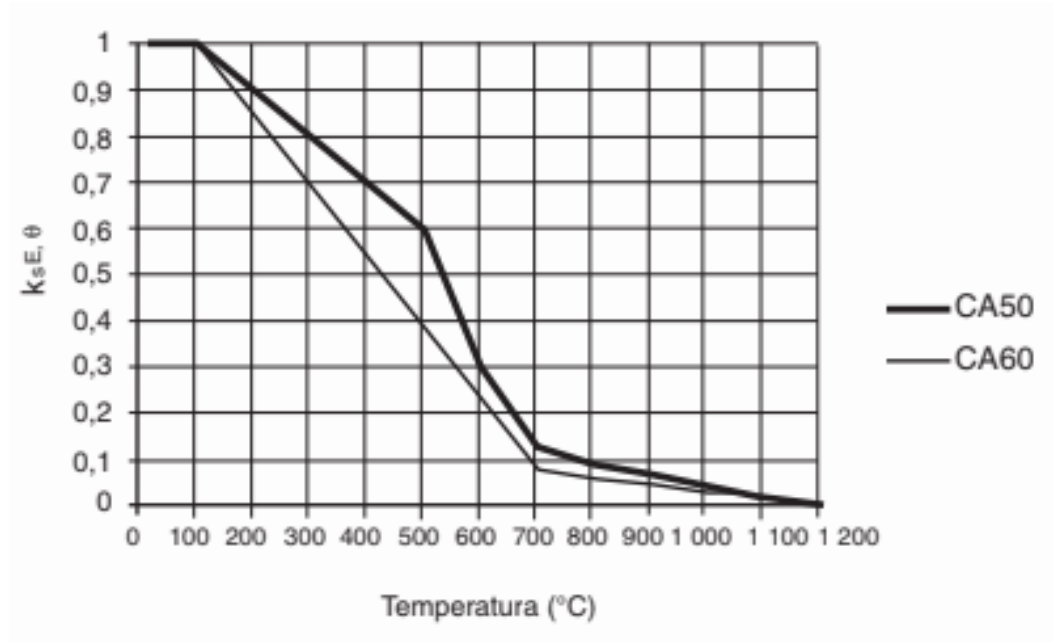
Temperatura do aço (°C)	$k_{s,\theta}$		$k_{Es,\theta}$
	Tração	Compressão	CA -50
20	1	1	1
100	1	1	1
200	1	0,89	0,9
300	1	0,78	0,8
400	1	0,67	0,7
500	0,78	0,56	0,6
600	0,47	0,33	0,31
700	0,23	0,10	0,13
800	0,11	0,08	0,09
900	0,06	0,06	0,07
1000	0,04	0,04	0,04
1100	0,02	0,02	0,02
1200	0,00	0,00	0,00

Fonte: ABNT NBR 15200:2012.

A Figura 2.36 ilustra a queda do módulo de elasticidade do aço com a elevação da temperatura.



Figura 2.36 – Queda do módulo de elasticidade do aço com o aumento da temperatura



Fonte: ABNT NBR 15200:2012

O aço começa a perder resistência mecânica em valores de temperatura diferentes, a depender do tipo de sollicitação. Percebe-se que quando o aço atinge a temperatura de 400°C não há perda de resistência à tração, contudo a resistência à compressão é reduzida para pouco mais da metade. Nessa mesma temperatura, o concreto perde um quarto da sua resistência à compressão.

De acordo com a ABNT NBR 14323:2013, o calor específico do aço pode ser dado como um conjunto de equações representado na Equação 2.40.

$$\left\{ \begin{array}{l} c_a = 425 + 0,73 \cdot 10^{-1} \theta_a - 1,69 \cdot 10^{-3} \theta_a^2 + 2,22 \cdot 10^{-6} \theta_a^3 \quad \text{Para } 20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 600^\circ\text{C} \\ c_a = 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a} \quad \text{Para } 600^\circ\text{C} \leq \theta_a < 735^\circ\text{C} \\ c_a = 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731} \quad \text{Para } 735^\circ\text{C} \leq \theta_a < 900^\circ\text{C} \\ c_a = 650 \quad \text{Para } 900^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C} \end{array} \right\} \quad (\text{Eq. 2.40})$$

A condutividade térmica do aço é representada pelas Equações 2.41 e 2.42, de acordo com a ABNT NBR 14323:2013.

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \cdot 10^{-2} \theta_a \quad \text{Para } 20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 800^\circ\text{C} \quad (\text{Eq. 2.41})$$

$$\lambda_a = 27,3 \quad \text{Para } 800^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C} \quad (\text{Eq. 2.42})$$

A densidade do aço com a evolução da temperatura permanece constante com o valor de 7850 kg/m<sup>3</sup>, de acordo com a ABNT NBR 14323:2013. Quanto ao alongamento, a ABNT NBR 14323:2013 determina o conjunto de Equações 2.43 a 2.45.

Para  $20^{\circ}\text{C} \leq \theta_a < 750^{\circ}\text{C}$ :

$$\frac{\Delta l_a}{l_a} = 1,2 * 10^{-5} \theta_a + 0,4 * 10^{-8} * \theta_a^2 - 2,416 * 10^{-4} \quad (\text{Eq. 2.43})$$

Para  $750^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 860^{\circ}\text{C}$ :

$$\frac{\Delta l_a}{l_a} = 1,1 * 10^{-2} \quad (\text{Eq. 2.44})$$

Para  $860^{\circ}\text{C} < \theta_a \leq 1200^{\circ}\text{C}$ :

$$\frac{\Delta l_a}{l_a} = 2 * 10^{-5} \theta_a - 6,2 * 10^{-3} \quad (\text{Eq. 2.45})$$

Sendo:

$\Delta l_a$  – Expansão térmica da peça de aço provocada pelo aumento de temperatura;

$l_a$  – Comprimento da peça de aço a 20°C;

$\theta_a$  – Temperatura do aço, expressa em graus Celsius (°C).

### 2.7.12 Transferência de calor

Os três mecanismos básicos de transferência de calor são: condução, convecção e radiação.

Na condução, a energia ou o calor é transferido entre sólidos em uma escala molecular, de uma região de maior energia para uma região de menor energia cinética, mas sem o movimento de porções macroscópicas. O fluxo de calor para um elemento em uma direção (ao longo da espessura do material), segundo a lei de Fourier, é dado pela Equação 2.46.

$$\dot{Q} = -\lambda \frac{dT}{dx} \quad (\text{Eq. 2.46})$$

Sendo,

$\dot{Q}$  – O fluxo de calor;

$\lambda$  – A condutividade térmica do material;

$dT$  – A diferença de temperatura ao longo da espessura infinitesimal  $dx$ .

A convecção é tratada como a transferência de calor entre interfaces, entre fluidos e uma superfície sólida, pelo movimento do fluido (WANG, 2002). A convecção pode ser classificada em forçada, caso o movimento do fluido seja resultado de uma força externa, ou natural, caso haja um gradiente de temperatura no fluido. Esse fluxo de calor é dado pela Equação 2.47.

$$\dot{Q} = \alpha_c(T_a - T_m) \quad (\text{Eq. 2.47})$$

Sendo,

$\alpha_c$  – O coeficiente de calor por convecção;

$T_a$  – A temperatura do ar ou gás;

$T_m$  – A temperatura da superfície do elemento em questão

A radiação é a transferência de energia por ondas eletromagnéticas, como exemplo, a luz visível, que pode ser absorvida, transmitida ou refletida em uma superfície (WANG, 2002). Ao contrário dos outros métodos de transferência de energia, a radiação não necessita de um meio entre a fonte de calor e o corpo receptor. Utilizando a lei de Kirchhoff, pode-se representar o fluxo de calor por radiação pela Equação 2.48.

$$\dot{Q} = \varepsilon_r \sigma (T_1^4 - T_2^4) \quad (\text{Eq. 2.48})$$

Sendo,

$\varepsilon_r$  – A emissividade resultante entre as superfícies;

$\sigma$  – A constante de Stefan-Boltzmann;

$T_1$  – A temperatura da superfície 1 dada em Kelvin;

$T_2$  – A temperatura da superfície 2 dada em Kelvin.

### 2.7.13 Modelagem numérica de problemas envolvendo altas temperaturas

A modelagem numérica do comportamento do concreto em elevadas temperaturas é um tópico vasto, podendo ser dividida em dois grandes grupos: a modelagem termomecânica; e a modelagem termo-higro-mecânica. A modelagem termomecânica, de acordo com Ožbolt *et al.* (2014) é capaz de prever o comportamento geral da estrutura em situação de incêndio. A modelagem termo-higro-mecânica surge no sentido de adicionar mais um grau de precisão, ao acoplar totalmente a umidade no modelo, gerando uma interdependência entre temperatura, umidade e estado de tensões. Portanto, esse modelo é mais realista e é mais adequado para a detecção de fenômenos como o *spalling*, apesar de ser um problema de difícil convergência e necessitar de mais esforço computacional. Desse modo, por não ser objeto de estudo do corrente trabalho, a abordagem termo-higro-mecânica não será profundamente abordada.

Para a representação numérica completa do problema termomecânico, é necessária a elaboração de uma modelagem mecânica e uma modelagem térmica. Existem algumas maneiras de trabalhar com o problema da transferência de calor. Em geral, os programas comerciais fornecem algumas opções de análise para o problema termomecânico, que podem ser divididas em: transferência de calor desacoplada; transferência de calor sequencialmente acoplada; e transferência de calor totalmente acoplada. De maneira específica, os manuais de programas como o ABAQUS® e o TNO DIANA® apresentam exemplos de problemas que podem ser resolvidos com cada tipo de análise.

A transferência de calor desacoplada abrange problemas envolvendo condução, convecção e radiação. Nesse tipo de análise, o campo de temperatura é calculado sem a consideração do estado de tensões/deformações do problema estudado, podendo ser a transferência estática ou transiente, linear ou não linear. Portanto, resolve-se um problema puramente térmico. De acordo com o manual do programa utilizado, transferências de calor desacopladas são usadas para modelar condução de calor em sólidos, com as propriedades térmicas dependendo da própria temperatura, ou seja, problema não linear.

A transferência de calor sequencialmente acoplada é obtida realizando-se o acoplamento do campo térmico com o campo de tensões. Esse tipo de análise abrange problemas em que o campo de tensões/deformações depende do campo de temperatura, mas o inverso não é verdadeiro, não há dependência do campo térmico com o estado de tensões do corpo estudado, ou seja, o campo térmico pode ser encontrado sem o conhecimento do estado de tensões/deformações do objeto.

Primeiramente, a análise é realizada resolvendo o problema puramente térmico e, após a obtenção do campo de temperatura, o campo é aplicado no problema mecânico, obtendo-se o problema termoestrutural. Nesse tipo de problema, as malhas dos elementos não precisam ser idênticas. No caso do ABAQUS®, o programa realiza uma interpolação baseada no tipo de elemento utilizado no problema termomecânico. Nesse tipo de solução não há a possibilidade de prever o *spalling*, já que; não há dependência entre o campo térmico e o estado de tensões e deformações do elemento nem há a previsão de percolação de fluidos e mudanças de fase (HUA; ELHAMI KHORASANI; TESSARI, 2022), (GAO *et al.*, 2013). Um modelo termo-higro-mecânico é o mais adequado para a observação do fenômeno.

A transferência de calor totalmente acoplada serve para resolver problemas em que o campo de temperatura depende do estado de tensões e vice-versa. O manual do ABAQUS® cita problemas de conformação de materiais em elevadas temperaturas e problemas de contato que geram calor.

Para a análise de problemas envolvendo segurança em incêndio, é comum a divisão do estudo entre o comportamento da peça durante a ocorrência do incêndio e o comportamento residual. Ao avaliar a capacidade resistente residual, Kodur e Agrawal (2016) dividem a abordagem numérica do problema em duas: uma análise simplificada; e uma análise em elementos finitos. A primeira análise envolve equações que procuram avaliar a capacidade resistente em temperatura ambiente e utiliza-se de coeficientes redutores de rigidez que dependem da temperatura de exposição. No segundo tipo de análise, utilizam-se modelos em elementos finitos para estudar o comportamento pós incêndio da estrutura.

As ferramentas numéricas permitem o estudo de uma grande variedade de problemas. No caso de estruturas de concreto armado, Wu e Li (2022) desenvolveram modelos numéricos capazes de predizer o comportamento de vigas T submetidas a diferentes curvas de incêndio. Hua, Elhami Khorasani e Tessari (2022) estudaram o comportamento de lajes de túneis durante e após a ocorrência de incêndio, ou seja, durante a fase de aquecimento e resfriamento. Para vigas retangulares em situação de incêndio, Ožbolt *et al.* (2014) estudaram o problema termomecânico para diferentes tempos de exposição (1h, 1,5h e 2h).

Para problemas numéricos envolvendo incêndio e perfil metálico, a grande maioria dos trabalhos focam no estudo da estabilidade do sistema estrutural (KUCUKLER, 2020), (KODUR; NASER, 2015), (NASER; DEGTYAREVA, 2019).

Kodur e Agrawal (2016) resumiram algumas premissas utilizadas em seus estudos. A primeira premissa considera que não há deslizamento entre o aço e a matriz de concreto durante todo o processo. Dessa forma, a ligação entre aço-concreto é perfeita; logo a deformação do concreto será a mesma do aço. De acordo com os autores, essa premissa é bastante precisa para a zona de compressão onde nenhuma fissura ocorre; contudo, para a zona tracionada, fissuras podem ocorrer causando o enfraquecimento da ligação aço/concreto. Kodur e Dwaikat (2008) comentam que para uma viga com fissuras distribuídas ao longo do seu comprimento, a deformação média entre o aço e o concreto é parecida; portanto, a premissa é razoável. A segunda premissa considera que o *spalling* não foi incluído no modelo. Logo, o estudo é aplicado somente em concretos com resistência à compressão de até 70 MPa, em que o *spalling* tem menos probabilidade de ocorrência, devido às altas temperaturas.

#### 2.7.14 Resultados de ensaios que serviram como parâmetros de entrada para modelagens numéricas contidas neste estudo

Esta seção será dedicada a expor os ensaios e os resultados obtidos em Simões (2022), trabalho utilizado como fonte de dados para o presente estudo. Optou-se por apresentar apenas os itens pertinentes para a execução de modelagem numérica, já que a pesquisa em questão permeou por outras áreas que não são objetivo desta dissertação.

##### 2.7.14.1 Propriedades no estado endurecido

Em Simões (2022), são apresentados resultados de estudos experimentais desenvolvidos no Laboratório de Estruturas do Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo (LE/SET/EESC/USP). O objetivo principal da tese foi avaliar o revestimento de concreto feito com agregados reciclados no comportamento à flexão de vigas mistas parcialmente revestidas em situação de incêndio.

Para a caracterização do concreto no estado endurecido, foram estudadas as seguintes propriedades:

- Resistência à compressão – ABNT NBR 5739:2018;
- Módulo de elasticidade estático – ABNT NBR 85221:2021;
- Resistência à tração por compressão diametral – ABNT NBR 7222:2011;
- Resistência à tração na flexão – ABNT NBR 12142:2010;

- Massa específica, absorção de água por imersão e índice de vazios – ABNT NBR 9778:2009;
- Absorção de água por capilaridade – ABNT NBR 9779:2012;
- Velocidade do pulso ultrassônico – ABNT NBR 8802:2019.

Serão destacadas as 4 propriedades iniciais junto com a massa específica dos concretos utilizados para preenchimento das vigas mistas parcialmente revestidas. A resistência à compressão, à tração por compressão diametral e na flexão, e módulo de elasticidade estático para a modelagem numérica são aqueles obtidos aos 28 dias de idade, pois são os valores normalmente adotados em projeto. No entanto, a densidade e a umidade dos concretos são correspondentes aos obtidos nas idades de 91 e 105 dias, respectivamente.

Os valores que destoam de 28 dias foram devidos a testes realizados previamente com protótipos, constituídos de traços teste para as vigas. No ensaio com as amostras, após o processo de cura, foi realizado o ensaio térmico. O experimento durou duas horas e, ao fim do ensaio, observou-se alta taxa de *spalling*, fato justificado pela idade do concreto e a grande quantidade de água livre no interior das amostras, umidade ainda proveniente da etapa de pré-molhagem dos agregados reciclados e da cura dos protótipos até a referida idade de ensaio (sem secagem prévia dos mesmos).

Desse modo, os ensaios em temperatura ambiente e em situação de incêndio foram postergados após a cura dos concretos. Após o processo de cura, que teve fim aos 28 dias de idade, a manta e a lona que cobriam as vigas foram retiradas, deixando-as expostas ao ar, com a finalidade de reduzir a umidade interna. Posteriormente, foi verificado que a umidade dos concretos estabilizou no 105º dia.

Para o valor da densidade, foi utilizado o valor da última determinação, realizada na idade de 91 dias. A obtenção das propriedades térmicas não foi objetivo de estudo da tese: logo esses itens não serão discutidos no momento. Todos os valores iniciais podem ser observados na Tabela 2.6.

**Tabela 2.6 – parâmetros observados em Simões (2022)**

<b>Concretos</b>	<b>Resistência à compressão (MPa)</b>	<b>Módulo de elasticidade estático (MPa)</b>	<b>Resistência à tração por compressão diametral (MPa)</b>	<b>Resistência à tração na flexão (MPa)</b>	<b>Densidade (kg/m<sup>3</sup>)</b>	<b>Umidade (%)</b>
<b>Referência Agregados basálticos</b>	41,23	34170	3,45	6,20	2403	3,06
<b>ARCI com agregados graúdos reciclados</b>	25	24670	2,50	3,9	2450	3,79
<b>ARCI com todos os agregados reciclados</b>	23,29	14198	2,40	4,0	2430	5,71

Fonte: O autor

#### 2.7.14.2 Ensaio das vigas mistas em temperatura ambiente

Os ensaios realizados em temperatura ambiente são importantes para entender o comportamento das vigas mistas sob ação de carga até sua falha. Desse modo, quatro ensaios de flexão a três pontos foram executados com o objetivo de identificar a carga de ruptura de cada viga, como também um percentual da carga a ser utilizada no ensaio em temperaturas elevadas. De acordo com Simões (2022), usualmente, são adotados valores entre 30 e 70% da carga de ruptura.

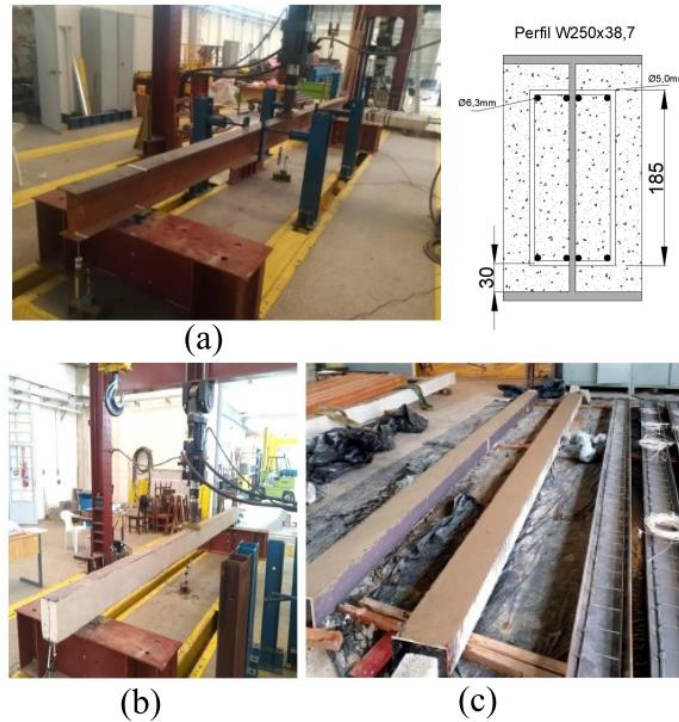
Para cada ensaio, as vigas foram instrumentadas com 3 transdutores de deslocamento, um posicionado no meio do vão e os outros dois em seções próximas aos apoios. Como o objetivo do ensaio foi analisar somente a capacidade de carga à flexão das vigas, não houve estudos acerca das deformações e; consequentemente, não se fez uso de extensômetros. Sobre a vinculação, as restrições foram dispostas de maneira a observar a posição simplesmente apoiada das vigas.

Das vigas analisadas, a puramente metálica (Vação), mostrada na Figura 2.37(a), teve finalidade de servir como parâmetro base para avaliar a contribuição do concreto para a resistência à flexão das outras vigas mistas. Os próximos elementos foram parcialmente revestidos com concretos produzidos a partir de diferentes agregados, um concreto de



referência (VN-0), com agregados basálticos e os outros com diferentes frações de agregados reciclados, (VR-2 e VR-3). Cabe ressaltar que todos os agregados reciclados tiveram origem cimentícia. A Figura 2.37(c) mostra a composição do perfil antes e depois de ser parcialmente preenchido.

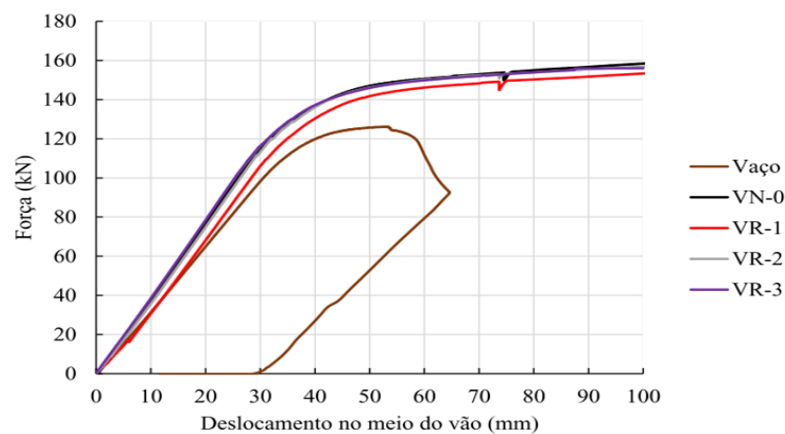
Figura 2.37 – Composição dos ensaios mecânicos (a) Perfil metálico, (b) VMPR, (c) Concretagem da região entre abas



Fonte: Adaptado de Simões (2022)

Por fim, observa-se o gráfico da curva força x deslocamento no meio do vão na Figura 2.38 para as diferentes vigas ensaiadas, que serão descritas a seguir.

Figura 2.38 – Gráfico força x deslocamento em temperatura ambiente



Fonte: Simões (2022)

A Vação, sendo apenas o perfil metálico, VN-0, a viga com o concreto de referência, a VR-1 com agregados miúdos reciclados, a VR-2 com agregados graúdos reciclados e a VR-3 com agregados graúdos e miúdos de origem reciclada.

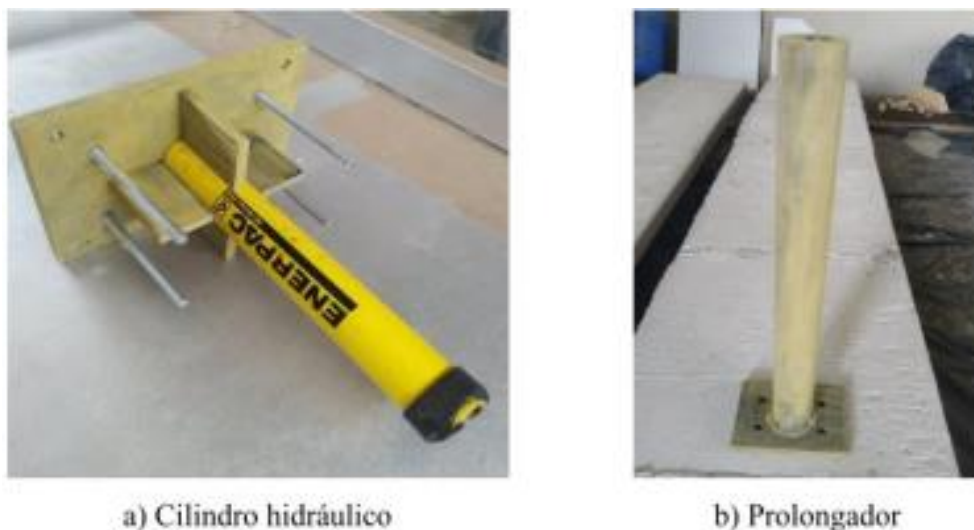
Pode-se observar pela Figura 2.38 que os deslocamentos foram interrompidos em 100 mm, devido à uma limitação do transdutor central a maiores deslocamentos. O autor descreveu que caso houvesse possibilidade de continuidade do ensaio, as vigas possivelmente não apresentariam ganho significativo de carga. Ressalta-se que não foi observado nenhum tipo de instabilidade lateral nas VMPR.

#### 2.7.14.3 Ensaio mecânicos em temperaturas elevadas

Nesta etapa, as vigas foram posicionadas no forno horizontal, aplicando as mesmas vinculações da etapa mecânica em temperatura ambiente. As temperaturas foram medidas em quatro seções, sendo uma seção fora do forno, duas nos terços médios e a última meio do vão.

No que se refere ao carregamento, foi utilizado um cilindro hidráulico com capacidade de carga de 100 kN com um curso de 304 mm. A esse cilindro, foi conectado um prolongador com 500 mm, sendo este o dispositivo que transmitiu o carregamento para a viga. O elemento foi posto em carga com 30% da sua capacidade resistente durante todo o ensaio. Ressalta-se que o prolongador foi protegido termicamente através de manta cerâmica e pintura intumescente. Os elementos podem ser vistos na Figura 2.39

Figura 2.39 – Componentes para aplicação da carga



Fonte: Simões (2022)

Ainda na fase de instrumentação, o autor instalou uma célula de carga no cilindro hidráulico, de maneira a possibilitar o acompanhamento das leituras durante o ensaio. A posição da viga no forno pode ser observada na Figura 2.40.

Figura 2.40 – Posicionamento das vigas no forno



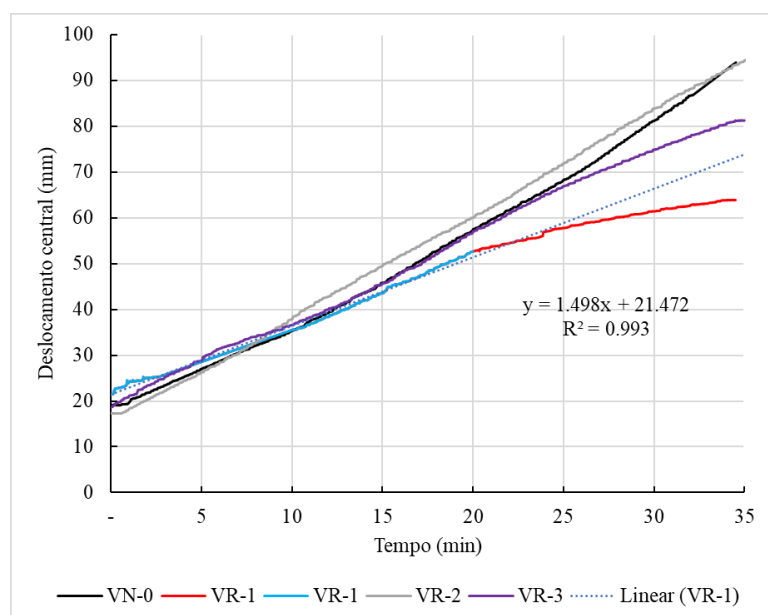
Fonte: Simões (2022)

Por fim, após a instrumentação das vigas, o forno foi fechado. As aberturas laterais, utilizadas para posicionamento do elemento, foram vedadas com manta cerâmica e peças de madeira compensadas com gesso *Standard*.

Em relação aos critérios de parada do ensaio, já mencionados através das Equações 2.11 e 2.12, quando aplicados aos estudos de Simões (2022) apresentam valores de 252,03 mm para o deslocamento limite e 11,20 mm/min para a taxa de deslocamento limite. No entanto, este último é empregado apenas quando o deslocamento no meio do vão for maior que  $L/30$ . O autor destaca que, por limitações do forno, deslocamento vertical máximo no meio do vão que a viga pode exibir é de 100 mm; desta forma, optou-se por finalizar os ensaios por volta de 35 minutos de exposição.

Os resultados do gráfico força x deslocamento no meio do vão para cada viga podem ser observados na Figura 2.41.

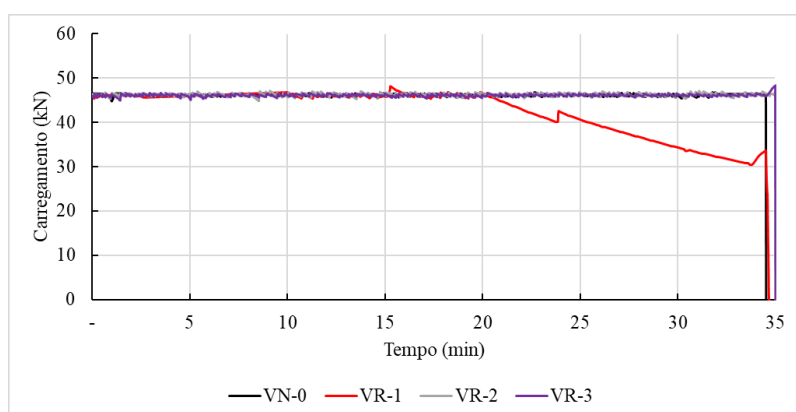
Figura 2.41 – Deslocamentos no meio do vão em elevadas temperaturas



Fonte: Simões (2022)

Na Figura 2.42, é possível observar a carga aplicada durante o ensaio para cada viga estudada. Todas as vigas estiveram submetidas a mesma carga.

Figura 2.42 – Carga aplicada durante o ensaio termomecânico



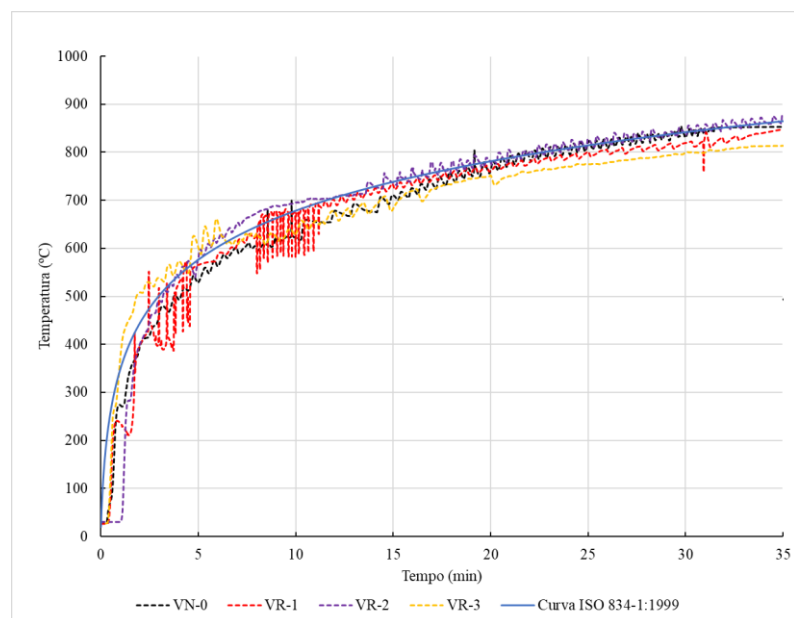
Fonte: Simões (2022)

#### 2.7.14.4 Caracterização do campo térmico

Nesta etapa, buscou-se simular uma condição térmica em que a viga estivesse atuando em conjunto com outro elemento estrutural, no caso uma laje. Dessa forma, três faces foram expostas diretamente às chamas, tendo a face superior proteção de uma manta cerâmica. As vigas foram expostas à curva incêndio-padrão da ISO 834-1:1999.

A temperatura interna do forno foi acompanhada por meio de nove termopares, e a temperatura média desses termopares para cada ensaio pode ser observada na Figura 2.43. Como já mencionado, as temperaturas foram medidas em 4 seções transversais da viga.

Figura 2.43 – Curvas de temperatura do forno e a ISO 834-1:1999

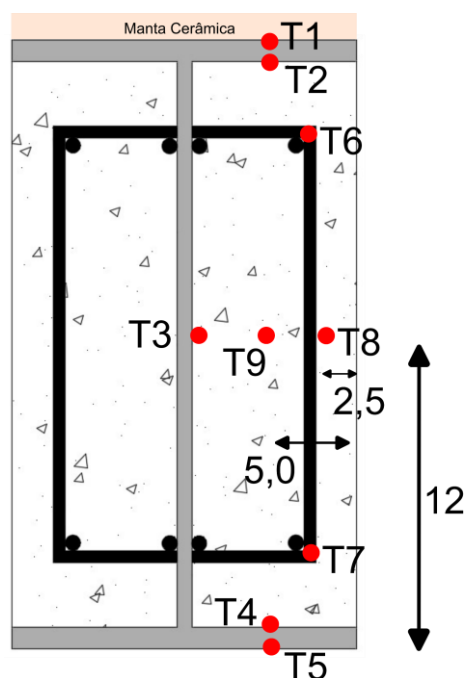


Fonte: Simões (2022)

Simões (2022) indicou que, nos 10 primeiros minutos houve certa diferença entre as curvas medidas e a curva incêndio-padrão. No entanto, a única ressalva da ISO 834-1:1999 é que não haja diferença superior a 100°C nos primeiros dez minutos, e isso não ocorreu durante o ensaio. Após esse período as curvas se equipararam.

Ainda tratando da questão térmica, o objetivo da medição das temperaturas em várias seções transversais da viga foi investigar a homogeneidade de aquecimento no forno. A Figura 2.44 apresenta os pontos utilizados para comparação dos resultados numéricos com os experimentais de Simões (2022), esses pontos correspondem às posições dos termopares para leitura da temperatura durante o ensaio experimental, em situação de incêndio.

Figura 2.44 – Configuração adotada para medição de temperatura nas seções 2, 3 e 4



Fonte: Adaptado de Simões (2022)

Por fim, o autor observou aquecimentos heterogêneos entre as seções, fato possivelmente explicado por dois pontos principais. O primeiro, pode ter ocorrido fuga de calor pela lateral do equipamento e o segundo, pode ter sido ocasionado pelo posicionamento dos queimadores, já que a seção no meio do vão apresentou temperaturas bem inferiores.

Para maiores informações sobre os resultados térmicos, como a medida de temperatura em cada termopar em cada seção, consultar Simões (2022).

## 2.8 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Em relação às vigas mistas parcialmente revestidas, em temperatura ambiente, é notável a preocupação com a interação entre aço e concreto, tanto para o concreto convencional como para o concreto com agregado reciclado. A substituição dos agregados naturais por reciclados não apresenta maiores prejuízos para o desempenho do concreto já que, apesar das propriedades mecânicas inferiores, estas ainda são próximas de um concreto convencional.

No entanto, a questão da durabilidade ainda é uma preocupação, juntamente com os fatores previamente citados. Devido à grande variabilidade dos agregados, muitos códigos normativos limitam a aplicação desse tipo de material. Apesar dessa predisposição, verifica-se que esses fatores não inviabilizam a substituição, seja parcial ou total, do agregado natural

pelo reciclado. Em situação de incêndio, observa-se tendência de melhor desempenho dos agregados reciclados.

Essa propensão de melhor comportamento em temperaturas elevadas é verificada tanto pela condutividade inferior dos agregados reciclados, como também pelo maior calor específico. Desse modo, o concreto com agregado reciclado demonstra poder de proteção térmica superior ao concreto convencional, produzido apenas com agregados naturais, se constituindo como um material de grande potencial de uso em VMPR.

Para a modelagem numérica desse tipo de estrutura em situação de incêndio, a variabilidade dos agregados é um desafio na obtenção das propriedades térmicas, já que existem poucos estudos que caracterizam completamente agregados reciclados, e os que o fazem apresentam propriedades independentes do teor de substituição e da umidade inicial.

Além disso, para o comportamento desse elemento em situação de incêndio, normalmente não é comentado sobre a distribuição de queimadores no forno e, em alguns casos, nem a localização dos termopares ao longo do vão, de modo que não é mostrado com clareza a seção de onde foram obtidas as temperaturas.

As diferenças entre as temperaturas observadas no estudo experimental e em modelos numéricos usualmente são atribuídas à umidade inicial, uma vez que para representar o modelo térmico são utilizados modelos mais simples de transferência de calor. Quando é comentado sobre a homogeneidade de aquecimento, observa-se que esta é geralmente não-uniforme.

Essa escassez de informações e a ampla variabilidade de propriedades térmicas revelam a necessidade de mais estudos na área, de modo a representar melhor o comportamento do material em situação de incêndio. Apesar das limitações, é verificado que com modelos mais simples de transferência de calor é possível obter modelos numéricos termoestruturais consistentes.





### **3 ANÁLISE NUMÉRICA DE VIGA MISTA EM TEMPERATURA AMBIENTE**

---

As modelagens numéricas apresentadas neste capítulo têm por objetivo a calibração numérica do comportamento das VMPR em temperatura ambiente, uma com concreto convencional e outra com concreto com agregados cimentícios. Inicialmente, serão descritas a geometria do modelo, prosseguindo com condições de contorno, malha e seu respectivo refinamento, introdução da não linearidade de contato, representação computacional do problema, em especial do comportamento do concreto e, por fim, a calibração numérica.

As simulações foram realizadas por meio do uso do código computacional ABAQUS® versão 6.21, o qual é baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF) e é capaz de solucionar diversos problemas de engenharia. O MEF é uma ferramenta de grande eficiência nesse campo, pois possui excelente adaptação em problemas de geometria complexa, além de ser um recurso confiável. Dessa forma, através de formulações da mecânica dos sólidos e métodos numéricos, é possível discretizar o domínio de análise em elementos de barra, treliça, viga, placa e sólidos. Essa abordagem permite a concepção de modelos aproximados em uma, duas ou três dimensões.

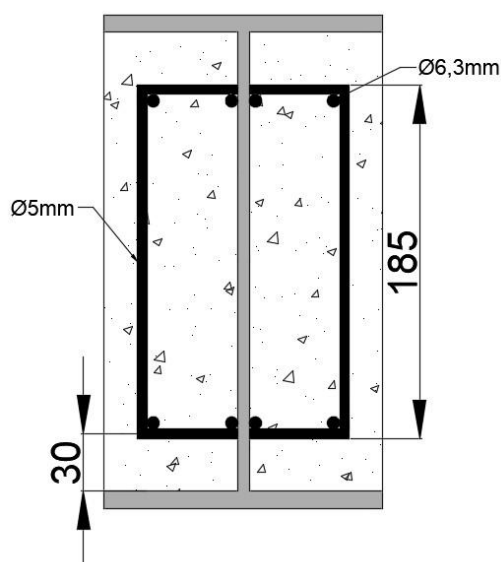
Os códigos computacionais comerciais que trabalham com o MEF possuem a mesma rotina nas simulações numéricas, possibilitando dividi-la em três passos principais, sendo eles: o pré-processamento, em que são definidos a geometria, carregamento, condições de contorno, escolha dos elementos e a discretização da geometria; o processamento, em que todos os cálculos são realizados; e o pós-processamento em que os resultados são apresentados ao usuário.

Análises numéricas normalmente necessitam de certas aproximações e simplificações sobre o modelo a ser analisado. Elas são apresentadas a seguir, juntamente com o método de solução adotado, inicialmente para o modelo mecânico, prosseguindo para o térmico e finalizando com o termoestrutural, oportunamente. Para o modelo mecânico, neste capítulo, dividiu-se a análise em geometria do modelo; condições de contorno e carregamento; geração da malha e processamento; por fim, resultados e discussões.

### 3.1 GEOMETRIA DO MODELO

O modelo físico base adotado para as simulações numéricas contidas neste trabalho consiste em uma viga de aço tipo W, W 250x32,7, Gerdau de acordo com a ASTM A 572 Grau 50. Esse perfil possui limite de escoamento normativo de 345 MPa e limite de resistência de ruptura de 450 MPa. No modelo experimental de Simões (2022), foram soldados ao perfil metálico estribos de  $\varnothing 5$  mm, CA-60, a cada 15 cm e foram adicionadas quatro barras longitudinais de  $\varnothing 6,3$  mm, CA-50, para garantir melhor ligação entre o aço e o concreto, sendo essa a armadura mínima. No modelo numérico, apenas as barras longitudinais foram representadas, uma vez que a contribuição à flexão dos estribos é mínima. A região entre as abas do perfil metálico é preenchida com concreto, como observado na Figura 3.1.

Figura 3.1 – Seção transversal analisada



Fonte: O autor

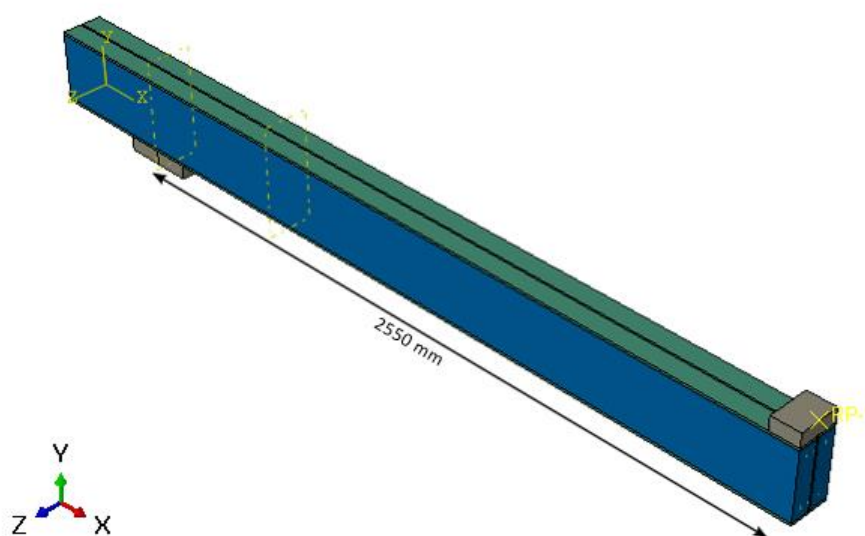
Para a representação do perfil de aço, escolheu-se trabalhar com elementos de sólidos, uma vez que esse elemento conseguiu captar com mais precisão a rigidez do perfil metálico em comparação a elementos de casca. Para o concreto também foi aplicado esse mesmo tipo de elemento, já para as barras longitudinais foram atribuídos elementos de treliça, já que elas irão trabalhar basicamente sob ação axial.

Adicionalmente, foram modelados elementos auxiliares para representar a prensa e a chapa de apoio, a fim de obter uma melhor distribuição de tensões e melhor reprodução das condições de ensaio. Tanto a prensa quanto a chapa de apoio possuem elevada rigidez e Poisson de valor nulo, a elas foram atribuídos elementos de sólidos. Vale ressaltar que apenas

metade da prensa foi representada, com dimensões de 146 mm x 100 mm x 50 mm e a chapa de apoio com 146 mm x 250 mm x 50 mm.

Durante toda a etapa de modelagem numérica foi considerada a simetria do ensaio, ou seja, foi executada uma modelagem 3D de apenas metade da viga, conforme observado na Figura 3.2. O comprimento total da viga foi de 6000 mm, e o vão entre apoios foi de 5100 mm.

Figura 3.2 – Modelo utilizado

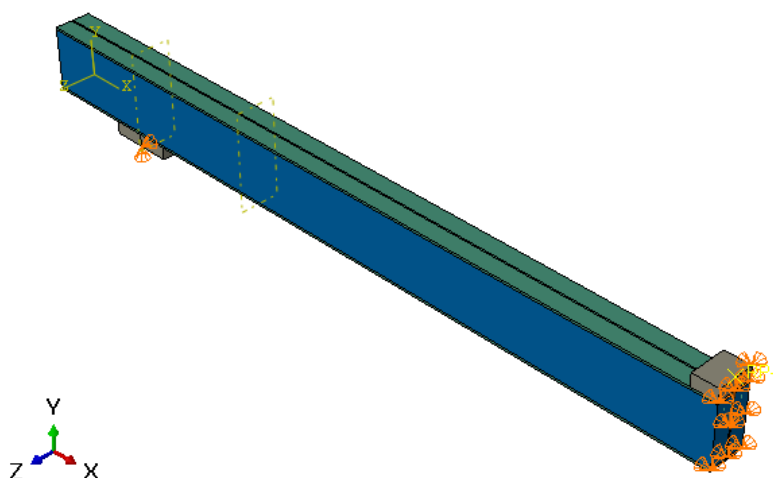


Fonte: O autor

### 3.2 Condições de contorno

Para as condições de contorno, na região de simetria, no meio da viga, foram impedidos deslocamentos no eixo X, no eixo Z e a rotação em torno do eixo Z, realizando-se representação de um engaste móvel. Na região do apoio, foi criada uma linha auxiliar no seu centro e nessa região, na face inferior, foram bloqueadas a translação em Y e em Z, representando um apoio simples, como mostra a Figura 3.3.

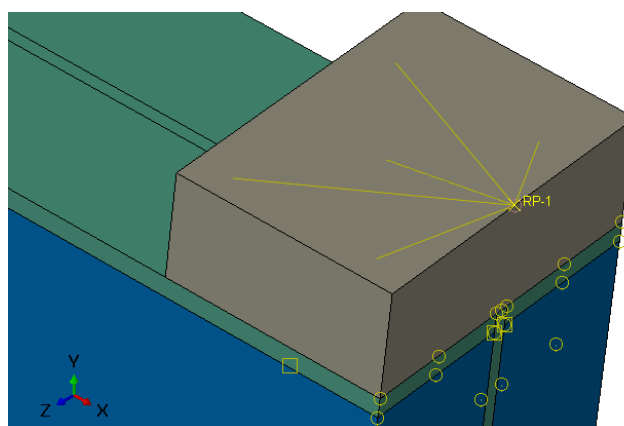
Figura 3.3 – Condições de contorno



Fonte: O autor

Para a condição de carregamento, aplicou-se o deslocamento em um ponto de referência na prensa e todos os deslocamentos foram acoplados a esse ponto. Dessa maneira, os pontos da prensa devem possuir os mesmos deslocamentos que o ponto de referência, como observado na Figura 3.4.

Figura 3.4 – Restrição aplicada na superfície da prensa



Fonte: O autor

### 3.3 Malha

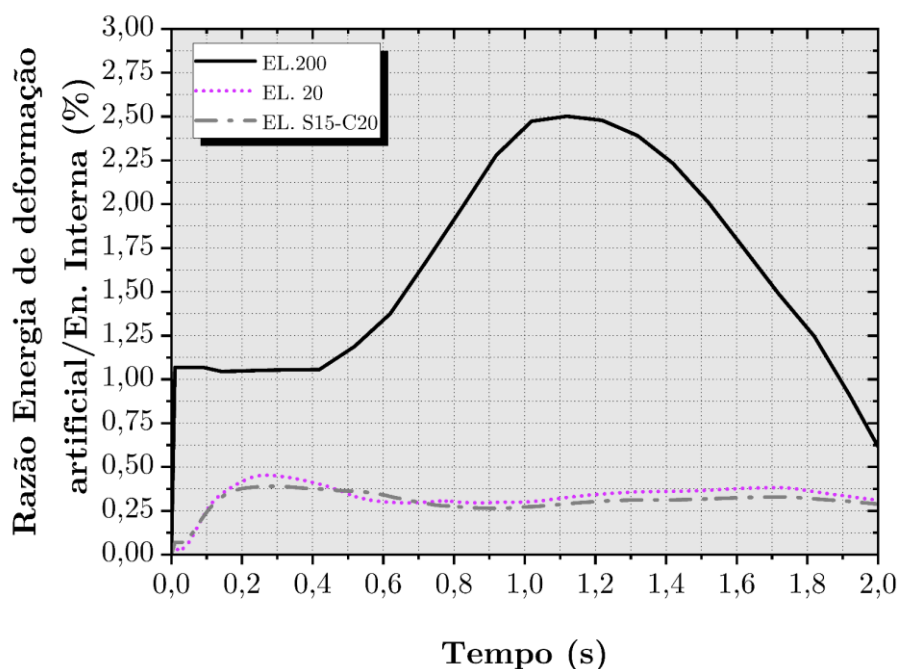
Para a discretização do modelo foi necessário estudar previamente o tipo de elemento finito que será utilizado, como também sua dimensão e seu grau de aproximação. Para a representação do concreto e do perfil metálico, (ALBERO *et al.*, 2019), (ALAM *et al.*, 2021) e (WU *et al.*, 2022) partem do elemento C3D8R, que representa um elemento do contínuo de

três dimensões, com oito nós, ou seja, interpolação linear, conta com integração reduzida e 3 graus de translação por nó. Para a representação das barras de aço, foi escolhido o elemento T3D2, elemento de barra de treliça com dois nós e três graus de liberdade por nó.

Elementos com grau de aproximação linear e com integração reduzida podem apresentar modos espúrios, tornando o modelo mais rígido de maneira artificial. Desse modo, é necessário avaliar a razão entre energia artificial e a energia interna; o manual do ABAQUS® recomenda que essa razão esteja abaixo de 5%.

Desse modo, realizaram-se algumas análises entre a razão mencionada e tamanho dos elementos. Observando a Figura 3.5, nota-se que a razão entre a energia artificial e a energia interna com os elementos da ordem de 200 mm tem um máximo de 2,5%; reduzindo a malha para 20 mm, observa-se um máximo menor que 0,5%, ou seja, a energia artificial tem pouca influência nesse modelo. Ainda assim, novas análises foram executadas, com uma malha ainda mais refinada, no entanto observou-se pouca mudança em relação ao comportamento da energia artificial.

Figura 3.5 – Razão entre energia artificial e energia interna



Fonte: O autor

Além desse teste, foi verificada a sensibilidade da malha do modelo, utilizando o C3D8R. As tentativas de refinamento realizadas estão resumidas na Tabela 3.1. Para esse teste, o contato entre os componentes se deu através de restrições do tipo “tie”, ligando

totalmente os nós. Essa restrição não permite nenhum deslizamento entre o perfil e o preenchimento de concreto, poupando esforço computacional para a análise inicial. A Figura 3.6 mostra o deslocamento no meio do vão em função da força aplicada, obtido para cada análise.

**Tabela 3.1 – Análises realizadas**

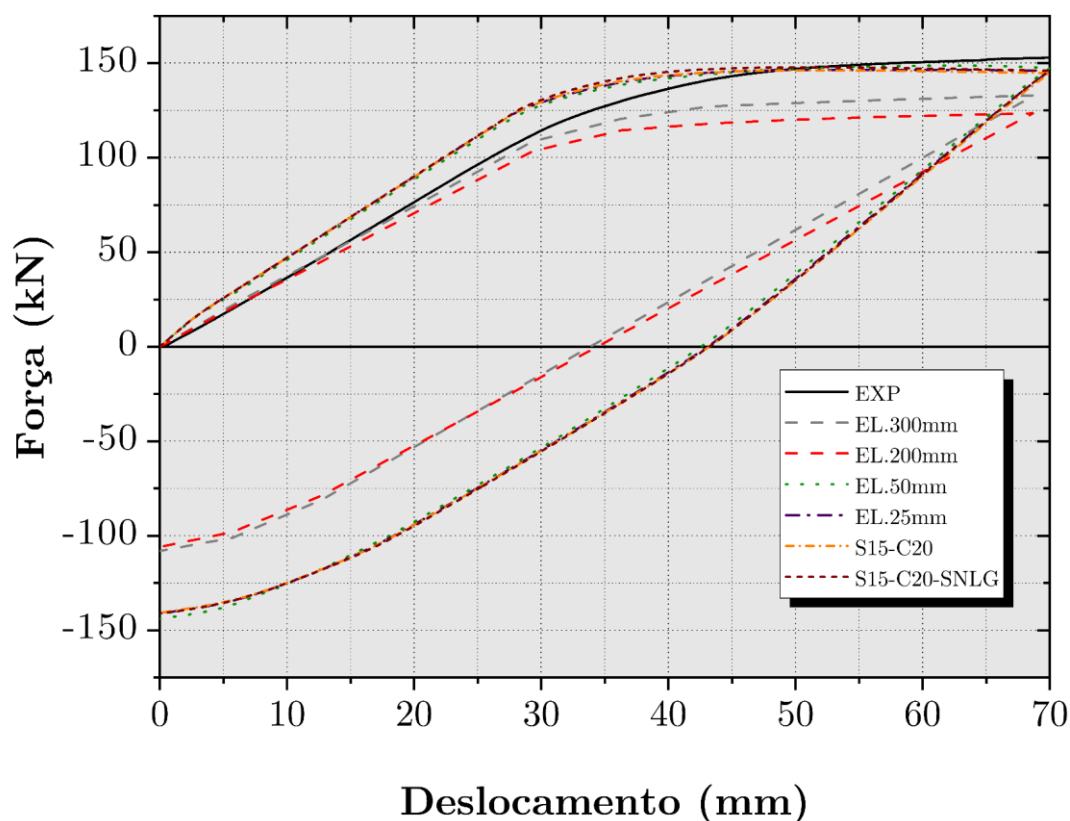
Análises	Elemento		
	Perfil metálico (mm)	Concreto (mm)	Barras (mm)
<b>Análise 1</b>	300	300	300
<b>Análise 2</b>	200	200	200
<b>Análise 3</b>	50	50	50
<b>Análise 4</b>	25	25	25
<b>Análise 5</b>	15	20	15
<b>Análise 6</b>	10	15	10

Fonte: O autor

Pelo gráfico da Figura 3.6, é possível notar grande sensibilidade na curva para tamanhos de elementos maiores que 50 mm. Quando os elementos têm suas dimensões reduzidas de 300 mm para 50 mm, pode-se observar que o patamar atinge valores mais próximos do que foi alcançado no ensaio real e a rigidez inicial apresenta valores superiores.

Para tamanhos de malha inferiores a 50 mm ocorre sobreposição das curvas. Cabe ser mencionado que a análise 6 foi removida desse estudo por ter apresentado problemas de convergência. Considerando que os elementos com dimensões menores que 50 mm apresentaram resultados semelhantes, foi decidido realizar novas análises de sensibilidade, introduzindo a não-linearidade de contato com o mesmo coeficiente de 0,55 para todos os 3 tipos de malha. Um resumo das novas análises pode ser observado na Tabela 3.2 e o resultado das curvas força x deslocamento no meio do vão pode ser observado na Figura 3.7.

Figura 3.6 – Força x deslocamento com malhas diferentes



Fonte: O autor

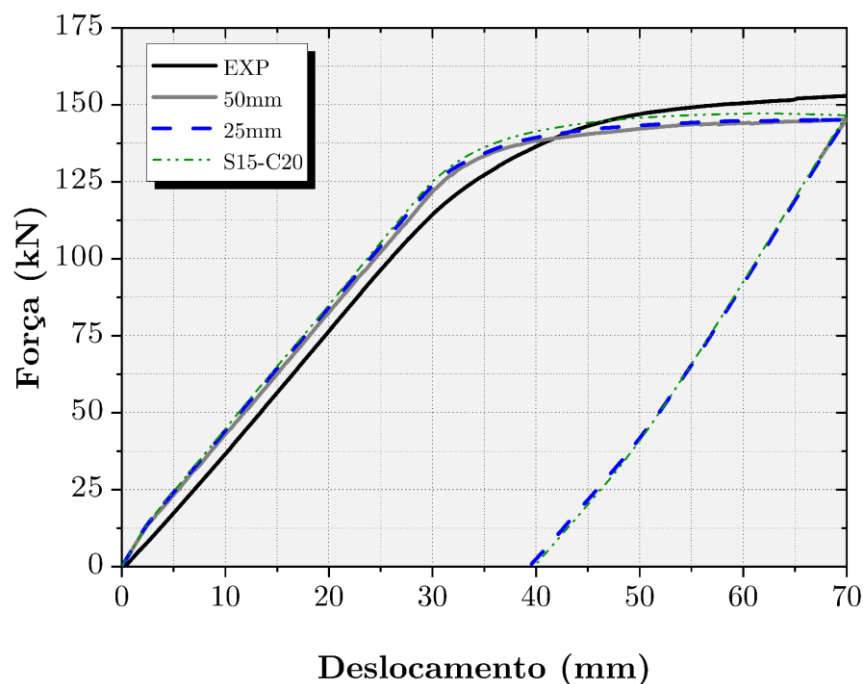
Tabela 3.2 – Análises de refinamento adicionais

Análises	Elemento		
	Perfil metálico (mm)	Concreto (mm)	Barras (mm)
Análise 3.2	50	50	50
Análise 4.2	25	25	25
Análise 5.2	15	20	15

Fonte: O autor

Novamente, pode-se observar certa sobreposição das curvas. A Análise 5.2 que utilizou malha mais discretizada não forneceu ganhos de precisão expressivos, enquanto o custo computacional cresceu significativamente em comparação aos outros dois estudos. Vale ressaltar que a malha da Análise 3.2 de 50 mm, devido às reduzidas dimensões da seção transversal, pode ser considerada grosseira. Além disso, não foram observados estudos na literatura que utilizaram malha semelhante a essa.

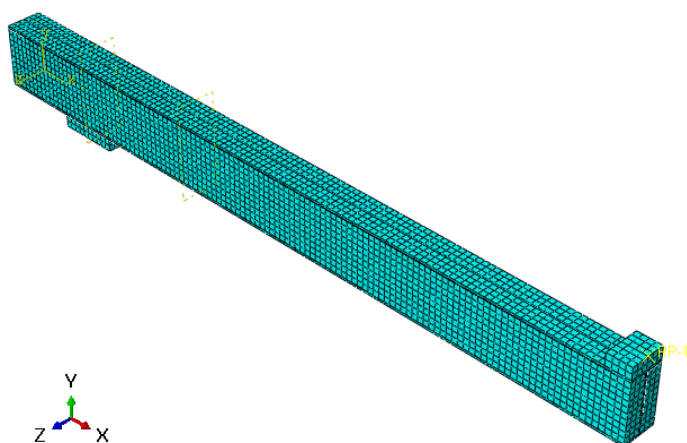
Figura 3.7 – Gráfico força x deslocamento das análises adicionais



Fonte: O autor

A Análise 4.2 forneceu um meio termo entre as duas anteriormente mencionadas, tanto por precisão como por custo computacional. Outros autores como Wu *et al.* (2022), Gao *et al.* (2013), Kodur e Agrawal (2017) e Albero *et al.* (2019) utilizaram malha da ordem de 25 mm e obtiveram resultados consistentes. Portanto, essa malha foi a escolhida para prosseguimento do estudo. Foram criados 10380 elementos do tipo C3D8R, 960 do tipo T3D2 e 18187 nós, como mostrada na Figura 3.8.

Figura 3.8 – Malha de elementos finitos utilizada



Fonte: O autor



Por fim, a aplicação permite verificar a consistência da malha escolhida de maneira a investigar se existem elementos distorcidos, ou seja, elementos com ângulos muito diferentes entre si e se há elementos desproporcionais. Essa verificação é importante, pois elementos distorcidos podem ocasionar erros numéricos no momento de solução da matriz de rigidez. Desse modo, afirma-se que não foi verificado nenhum elemento distorcido ou desproporcional.

#### 3.4 Contato entre os elementos

Em vigas mistas, o estudo entre o contato da região parcialmente revestida e o perfil metálico é de grande relevância, pois não existe aderência perfeita entre os elementos; usualmente, o contato se dá através de pinos de cisalhamento. No estudo de Simões (2022) a aderência se deu entre o concreto, os estribos e as barras longitudinais, como também o contato entre o perfil e o concreto, como já apresentado. No ABAQUS® existem diversas maneiras de definir uma ligação com certo deslizamento entre duas superfícies em contato, sendo escolhida a interação “*Surface to surface contact*”. Antes de selecionar este comando, é necessário atribuir propriedades do contato. Nesse caso, criou-se uma tangencial e uma normal.

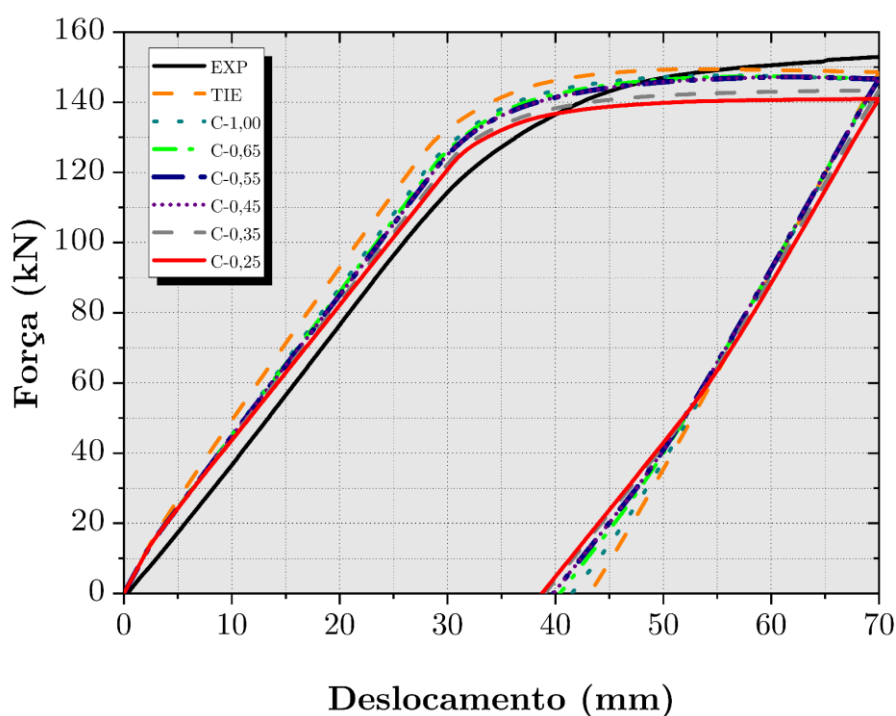
Para a propriedade tangencial utilizou-se o método de fricção de Coulomb, esse método requer a definição de um coeficiente que simboliza o atrito entre as superfícies e que varia entre 0 e 1, este último valor permite um menor deslizamento. Esse coeficiente é o parâmetro que será ajustado para calibrar o modelo mecânico. Segundo Alberio *et al.* (2019), esse coeficiente de atrito possibilita a representação da interação dos dois materiais sem a necessidade de modelar conectores de cisalhamento ou, no caso deste estudo, os estribos. Complementando essa questão, Kochem e De Nardin (2020) afirmam que esse coeficiente não tem significado físico, sendo apenas um artifício matemático para aproximar as condições de contato do modelo numérico ao modelo real.

Para o contato normal, foi atribuída a opção “*Hard contact*”. De acordo com o manual do programa, esta opção minimiza a penetração da superfície escrava na superfície mestre nos pontos de restrição; além disso, não foi permitida a separação das superfícies após o contato. Finalmente, com as opções de contato estabelecidas, foi definida a interação entre as superfícies, discretizando o contato como superfície-superfície.

Para o contato entre os outros elementos, como o apoio, a metade da prensa e as barras longitudinais, foram estabelecidas ligações que não permitem deslizamento entre as superfícies, ou seja, os nós da interface foram totalmente ligados. As barras longitudinais foram totalmente ligadas ao concreto, fazendo uso da opção “*embedded region*”, ou seja, estão completamente embutidas no concreto, de modo a não existir dois parâmetros de contato a serem calibrados simultaneamente. A partir desse ponto, buscou-se o coeficiente de atrito mais representativo para o problema estudado, sendo estudados os seguintes coeficientes 0,25; 0,35; 0,45, 0,55; 0,65 e 1,0. Por fim, comparou-se conectar todos os nós de contato entre o concreto e o perfil metálico com a ligação do tipo “*tie*”, ou seja, conexão total entre as superfícies.

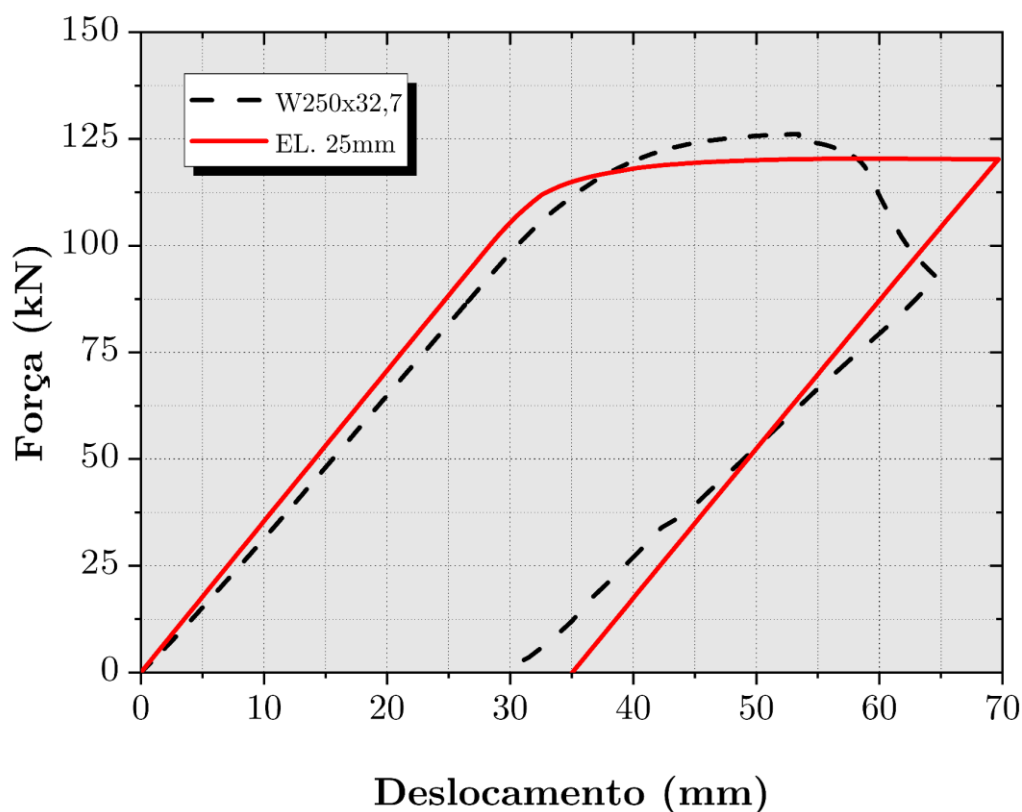
A Figura 3.9 apresenta a curva força x deslocamento no meio do vão para os diferentes coeficientes de atrito analisados. Ao observar a Figura 3.9, percebe-se que a estratégia de simular a aderência via “*tie*” ou com o coeficiente de contato igual a 1,0 apresenta certa diferença na rigidez inicial e uma diferença menor no patamar de escoamento. No entanto, nenhum valor de coeficiente de atrito conseguiu representar a rigidez inicial do elemento. Essa discrepância já era esperada, uma vez que a simulação apenas do perfil metálico já havia revelado uma rigidez inicial maior, como ilustrado na Figura 3.10.

Figura 3.9 – Gráfico de força x deslocamento no meio do vão com variação do parâmetro de contato



Fonte: O autor

Figura 3.10 – Força x deslocamento no meio do vão apenas para o elemento puramente metálico

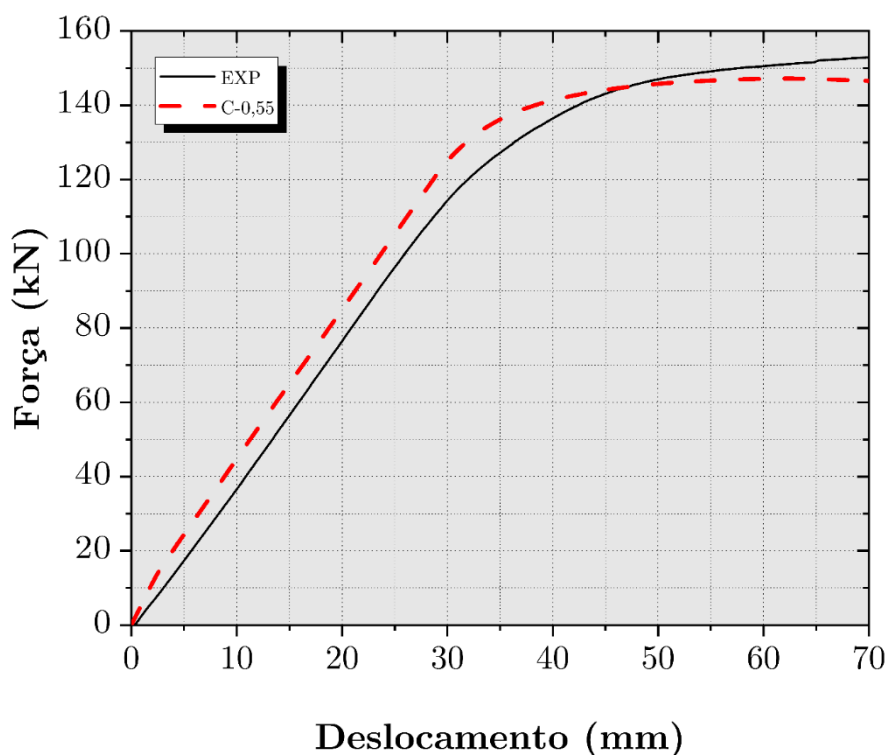


Fonte: O autor

Na análise do comportamento força x deslocamento no meio do vão da viga mista do ensaio real, percebe-se uma nítida característica do sistema estrutural ensaiado, isto é, a viga apresenta um patamar de escoamento sempre crescente, mesmo que mínimo. O modelo numérico não conseguiu reproduzir esse comportamento, já que não contém parâmetros de encruamento. No entanto, todos os valores de atrito estudados se mostraram a favor da segurança, pois apresentaram patamar de escoamento levemente inferior ao do experimento real.

Em relação aos parâmetros de atrito, conforme observados na Figura 3.9 e Figura 3.11, verificou-se que a curva que mais se aproximou da rigidez inicial e do patamar de escoamento foi a curva com o coeficiente de atrito de 0,55, portanto diz-se que o modelo numérico mecânico está calibrado com o modelo do ensaio real.

Figura 3.11 – Comparação entre o parâmetro numérico escolhido e o gráfico experimental



Fonte: O autor

### 3.5 MODELOS CONSTITUTIVOS

Existem várias maneiras de representar o comportamento mecânico dos materiais. Nesta seção, serão aplicados os dados experimentais apresentados na Tabela 2.6, tanto para o concreto quanto para o aço. Serão pontuados os modelos utilizados, além da ferramenta interna do programa utilizado que contempla um modelo de plasticidade e dano para o concreto.

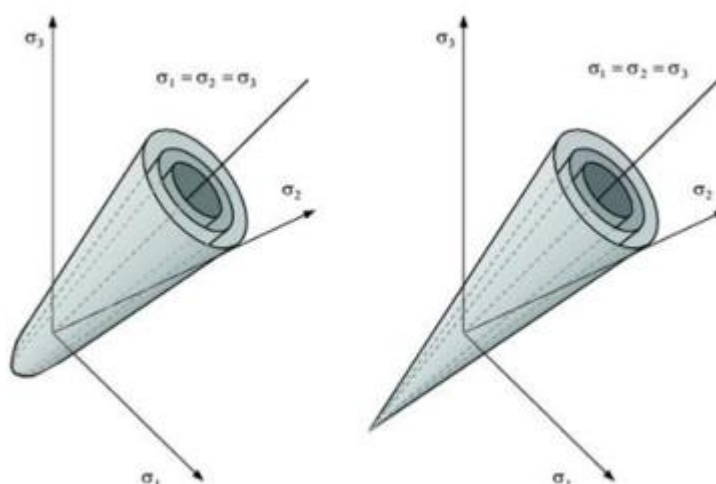
#### 3.5.1 Modelo de plasticidade do concreto

Para obter uma representação mais precisa do comportamento mecânico do concreto, utilizou-se o modelo constitutivo presente na biblioteca do ABAQUS®, o *Concrete Damaged Plasticity* (CDP), modelo apresentado por Lubliner *et al.* (1989) e que contém modificações propostas por Lee e Fenves (1998). De acordo com o manual do código, a ferramenta é capaz de simular modelos de concreto e outros materiais frágeis em diversos tipos de estrutura. A representação do comportamento inelástico do concreto usa conceitos de materiais elásticos e isotrópicos com dano combinados com comportamento plástico e isotrópico à compressão e à tração.

Ainda sobre os conceitos, o comportamento mecânico é baseado na teoria do contínuo, com plasticidade e dano. A premissa assumida é que o concreto falha por dois fatores principais: à tração, gerando fissuras; e à compressão, gerando esmagamento do material. De acordo com Tysmans *et al.* (2015), o modelo CDP é uma modificação do critério de resistência de Drucker-Prager, mostrado na Figura 3.12. Modelos em concreto armado, por exemplo, já são reconhecidamente bem representados, pois são capazes de simular características não-lineares, alto grau de deformação, endurecimento à tração e estados biaxiais de tensão.

Na Figura 3.12 se observa a superfície de escoamento, ela assume a forma cônica com o eixo hidrostático passando pela ponta do cone. No interior ocorrem apenas deformações elásticas, enquanto sobre a superfície ocorrem deformações plásticas.

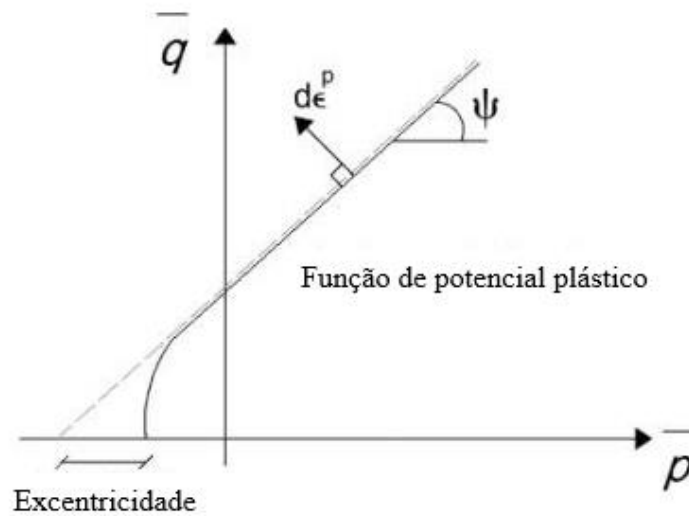
Figura 3.12 – Critério de Drucker-Prager modificado e critério original



Fonte: Adaptado de Chaves (2006)

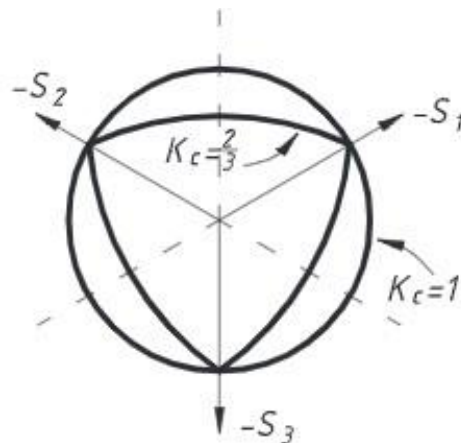
Para a utilização do CDP, cinco parâmetros de plasticidade e dois conjuntos de dados referentes ao carregamento uniaxial à compressão e à tração devem ser fornecidos. O ângulo de dilatância ( $\psi$ ) descreve a inclinação da superfície de ruptura em direção ao eixo hidrostático. Já a excentricidade ( $\rho$ ) define a taxa com que a função se aproxima da assíntota da superfície de Drucker-Prager. Um valor nulo de excentricidade faz a forma do cone acompanhar a reta de Drucker-Prager, enquanto um valor diferente de nulo promove a forma cônica. Estes dois parâmetros são representados na Figura 3.13.

Figura 3.13 – Ângulo de dilatância e excentricidade



Fonte: Adaptado de Genikomsou e Polak (2015)

O parâmetro  $\sigma_{b0}/\sigma_{c0}$  é a razão entre a compressão de escoamento biaxial com a compressão de escoamento axial. O parâmetro  $K_c$  é o coeficiente que determina a forma da tensão desviadora no plano, ajustando o aspecto da seção transversal da superfície de escoamento de Drucker-Prager. Para materiais frágeis o manual do programa recomenda um valor de 0,667. A Figura 3.14 mostra como esse fator altera a forma da superfície.

Figura 3.14 – Correção da forma da seção transversal ( $K_c$ )

Fonte: Genikomsou e Polak (2015)

O parâmetro de viscosidade  $\mu$  é usado para a regularização das equações constitutivas nas análises. Recomenda-se um valor pequeno, normalmente, um valor bem menor comparado ao valor de incremento adotado. Essa constante é usada para facilitar o processo de convergência.

De acordo com Lubliner *et al.* (1989) um ângulo de dilatância de  $30^\circ$  para o concreto é bastante razoável. Quanto à excentricidade, adotou-se o valor padrão de 0,1. Já para a relação  $\sigma_{b0}/\sigma_{c0}$ , utilizou-se o valor padrão de 1,16. Por fim, para a viscosidade foi atribuído um valor de 0,0008. Todas essas características estão resumidas na Tabela 3.3.

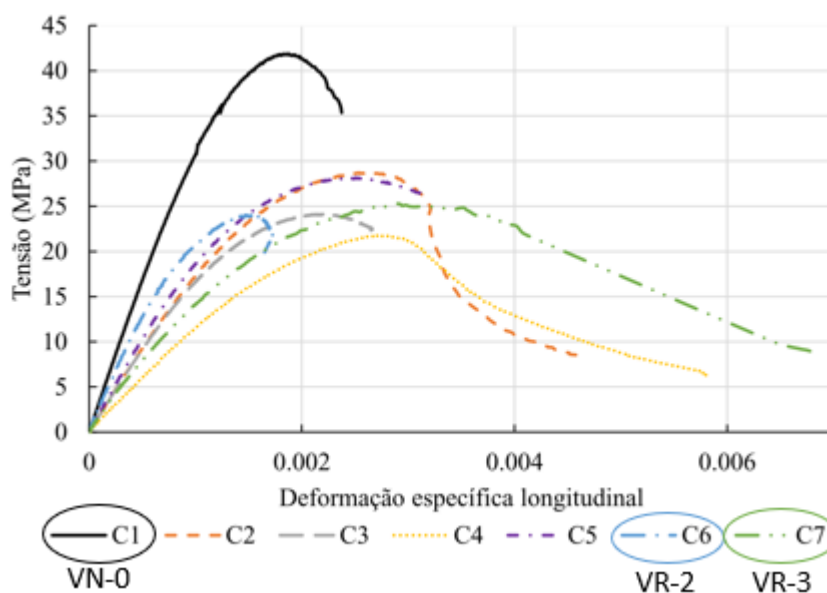
**Tabela 3.3 – Resumo das características utilizadas no modelo de plasticidade do concreto**

Ângulo de Dilatância ( $\psi$ )	Excentricidade ( $\rho$ )	$\sigma_{b0}/\sigma_{c0}$	$K_c$	Viscosidade ( $\mu$ )
$30^\circ$	0,1	1,16	0,667	0,0008

Fonte: O autor

Como pode ser observado na Figura 3.15, com ensaio do concreto C1, foi obtida a curva tensão x deformação à compressão do concreto de referência até uma pequena região pós-pico. Desse modo, preferiu-se aproximar o seu comportamento por relações matemáticas, de maneira a observar a região pós-pico com deformações superiores às apresentadas no ensaio experimental. Do mesmo modo, para o concreto com agregados graúdos cimentícios, C6, utilizou-se dos mesmos artifícios matemáticos.

Figura 3.15 – Diagramas tensão x deformação dos concretos



Fonte: Adaptado Simões (2022)

### 3.5.2 Comportamento do concreto à compressão

A obtenção da curva tensão-deformação do concreto à compressão foi realizada utilizando o modelo proposto por Carreira e Chu (1985). Nesse modelo, a curva tensão-deformação é aproximada por relações matemáticas, recebendo como dados de entrada a

deformação máxima, o módulo de elasticidade e a resistência característica à compressão ( $f_{ck}$ ) do concreto. O coeficiente de Poisson adotado foi de 0,2.

Os valores de tensão são obtidos com a Equação 3.1 e o coeficiente  $\beta$ , um escalar que depende do formato da curva tensão-deformação, é obtido com a Equação 3.2.

$$\frac{f_c}{f'_c} = \frac{\beta \left(\frac{\epsilon}{\epsilon'_c}\right)}{\beta - 1 + \left(\frac{\epsilon}{\epsilon'_c}\right)^\beta} \quad (Eq. 3.1)$$

Sendo,

$f'_c$  - Resistência do concreto à compressão;

$\epsilon'_c$  - Pico de deformação.

$$\beta = \frac{1}{1 - \frac{f'_c}{\epsilon'_c E_c}} \quad (Eq. 3.2)$$

Sendo,

$f'_c$  - Resistência do concreto à compressão;

$\epsilon'_c$  - Pico de deformação;

$E_c$  - Módulo de elasticidade do concreto.

A resistência do concreto utilizada foi de 41,23 MPa, valor verificado em Simões (2022), módulo de elasticidade de 34,17 GPa e o pico de deformação é de 1,85‰ observada em Simões (2022). Para o concreto C6, com ARCI foi utilizada resistência de 25 MPa, módulo de elasticidade de 24,70 GPa e o pico de deformação de 1,5‰.

Com esse modelo, podem ser estimados os valores de deformações inelásticas, que compõem um fator de dano, como representado nas Equações 3.3 e 3.4.

$$\epsilon_{inel} = \epsilon - \epsilon_{el} \quad (Eq. 3.3)$$

Sendo,

$\epsilon_{inel}$  - Deformação inelástica;

$\epsilon$  - Deformação total;



$\varepsilon_{el}$  – Deformação elástica.

$$dc = 1 - \frac{f_c}{f'_c} \quad (Eq. 3.4)$$

Sendo,

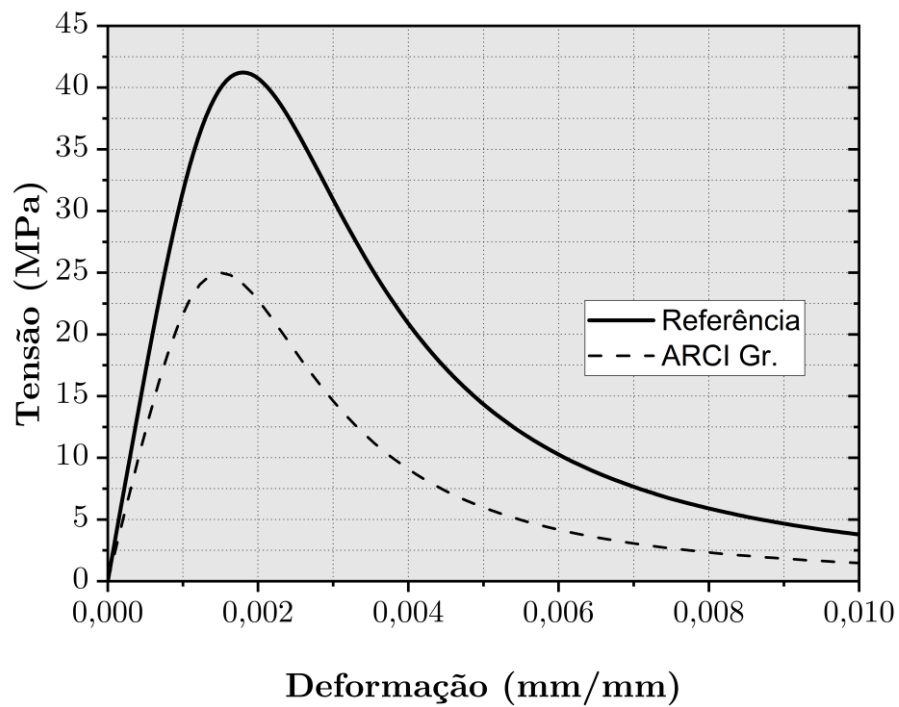
$dc$  – Fator de dano;

$f'_c$  - Resistência do concreto à compressão;

$f_c$  – Tensão do concreto no ponto analisado.

As curvas tensão x deformação propostas para o concreto de referência e para o concreto com agregados graúdos cimentícios podem ser vistas na Figura 3.16.

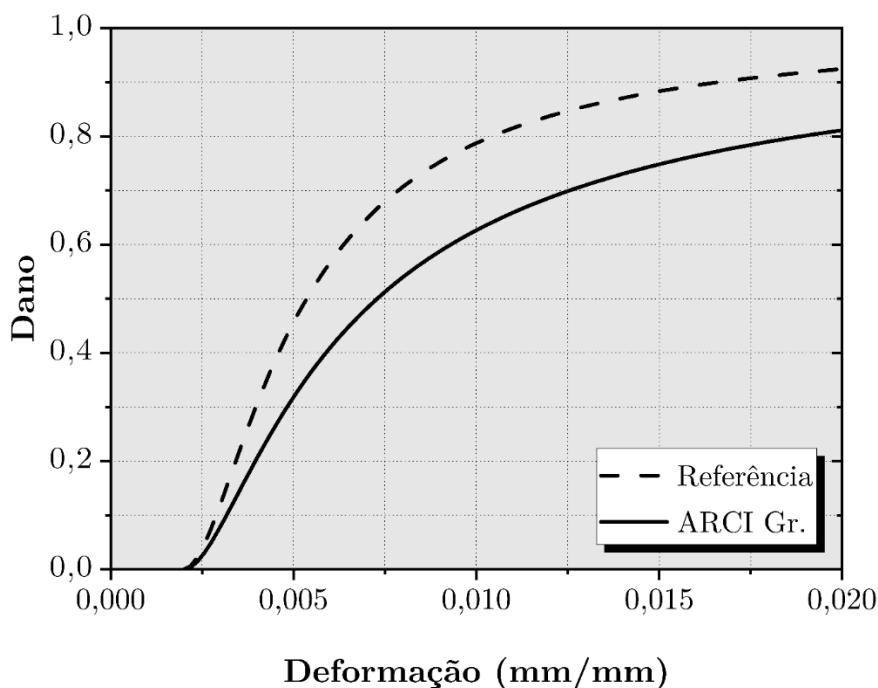
Figura 3.16 – Diagrama tensão x deformação do concreto de referência e do concreto com agregados reciclados cimentícios



Fonte: O autor

As curvas de dano à compressão aplicadas aos modelos podem ser vistas na Figura 3.17.

Figura 3.17 – Curvas de dano à compressão aplicadas a cada modelo



Fonte: O autor

### 3.5.3 Comportamento do concreto à tração

Existem algumas alternativas para a modelagem do comportamento do concreto à tração, sendo uma delas a curva tensão-deformação à tração e a outra a tensão por abertura de fissura. Kodur e Agrawal (2016) recomendam esse tipo de modelo com algumas modificações para evitar que a resistência à tração chegue muito próxima de nulo em temperaturas por volta de 600°C, que ainda são consideradas baixas. No entanto, o modelo escolhido foi de tensão por abertura de fissura, proposto por Hordijk (1991), pois não se verificou os problemas de convergência comentados por Kodur e Agrawal (2016).

Para o comportamento à tração do concreto, de acordo com Hordijk (1991), a curva tensão-abertura de fissura pode ser dada pelas Equações 3.5 e 3.6. Para o valor inicial de resistência à tração do concreto utilizou-se a resistência por compressão diametral vista em Simões (2022), 3,01 MPa para o concreto de referência e 2,56 MPa para o concreto com ARCI.

$$\frac{\sigma_t}{f_t} = \left[ 1 + \left( c_1 \frac{w}{w_{cr}} \right)^3 \right] e^{-c_2 \frac{w}{w_{cr}}} - \frac{w}{w_{cr}} (1 + c_1^3) e_2^{-c_2} \quad (Eq. 3.5)$$

$$w_{cr} = 5,14 \frac{G_f}{f_t} \quad (Eq. 3.6)$$

Sendo,

$$c_1 = 3,0;$$

$$c_2 = 6,93;$$

$G_f$  – Energia de fratura;

$f_t$  – Resistência à tração do concreto.

Segundo CEB-FIP (2010), a energia específica de fratura pode ser dada pela Equação 3.7.

$$G_{IC} = 73(f_{cm})^{0,18} \quad (Eq. 3.7)$$

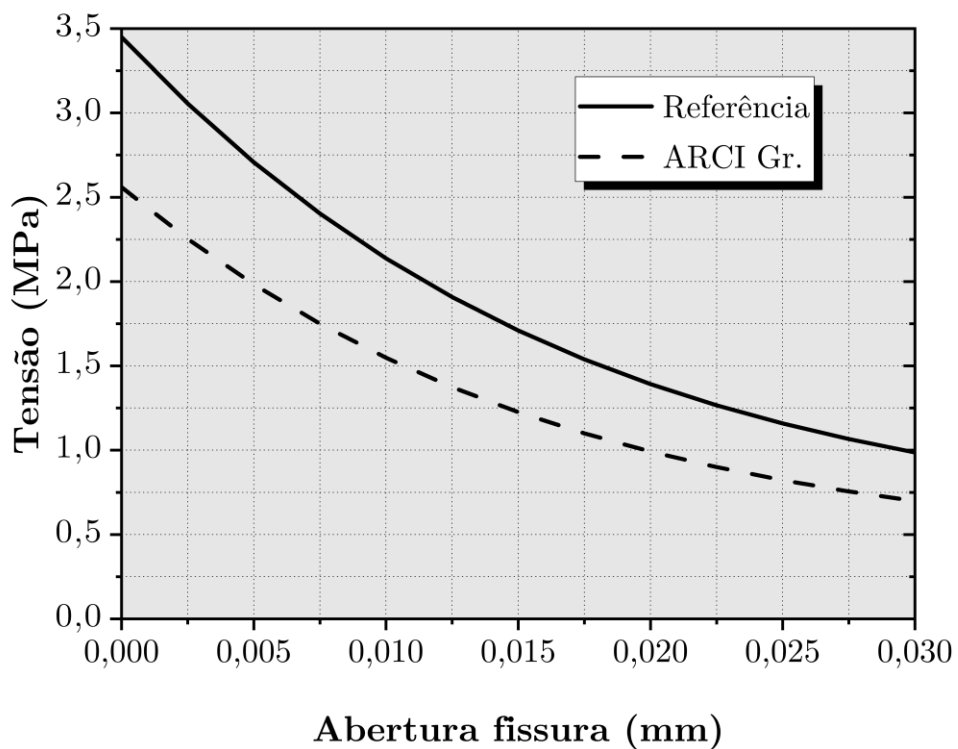
Sendo,

$G_{IC}$  – Energia específica de fratura;

$f_{cm}$  – Resistência média à compressão.

O comportamento dos concretos à tração pode ser observado na Figura 3.18.

Figura 3.18 – Curvas tensão x abertura de fissura à compressão



Fonte: O autor

Para o dano à tração, a Equação 3.8 proposta por Hordijk (1991) pode ser utilizada. As curvas de dano implementadas ao modelo podem ser observadas na Figura 3.19.

$$dt = 1 - \frac{f_t}{f'_t} \quad (Eq. 3.8)$$

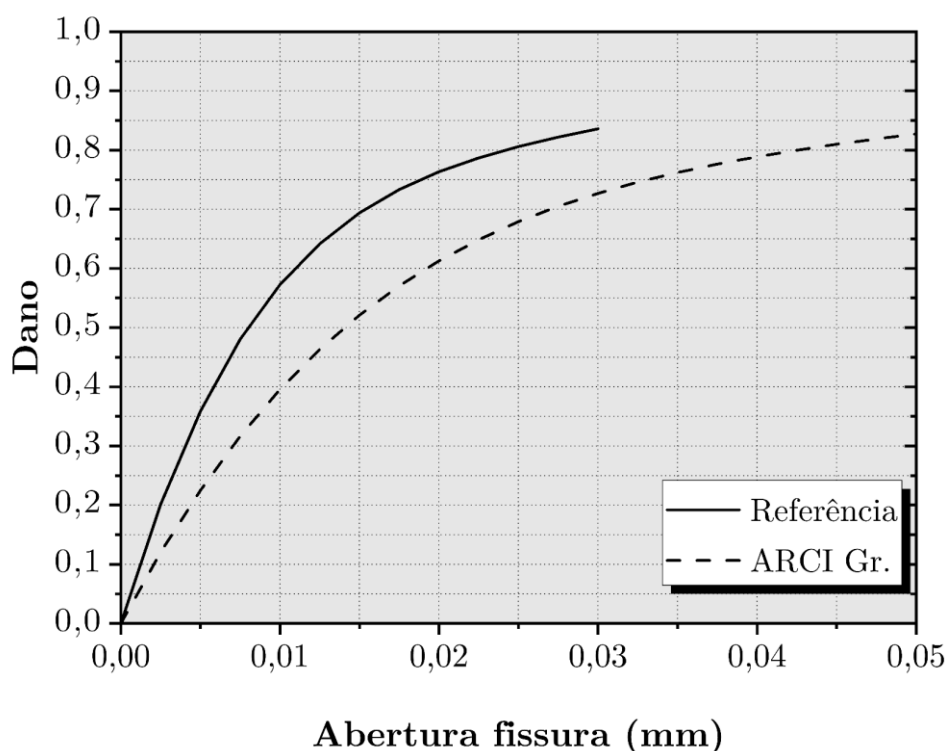
Sendo,

$dt$  – Fator de dano;

$f'_t$  - Resistência do concreto à tração.

$f_t$  – Tensão do concreto no ponto analisado.

Figura 3.19 – Curva de dano x abertura de fissura à tração



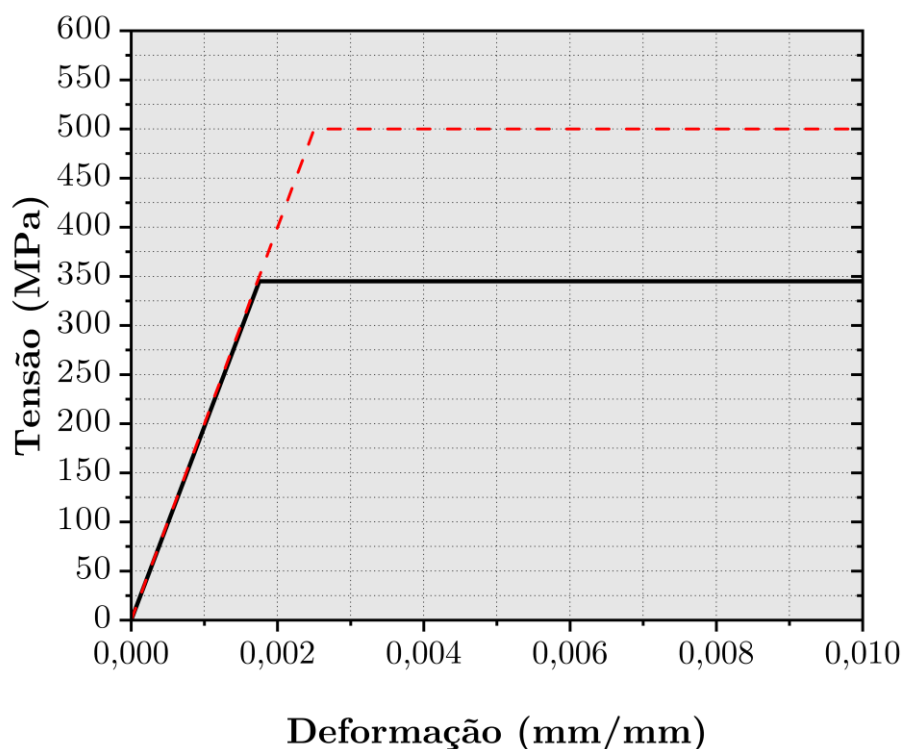
Fonte: O autor

#### 3.5.4 Modelo constitutivo dos elementos em aço

Para a representação mecânica dos elementos em aço, foi adotado o modelo elasto-plástico perfeito. Em Simões (2022) não foi procedida a obtenção do módulo de elasticidade real das barras de aço e nem do perfil metálico. Portanto, foram utilizados os valores normativos, de acordo com a ABNT NBR 7007:2016 para o perfil metálico e a ABNT NBR 7480:2022 para as barras longitudinais. Além disso, foram empregados o coeficiente de

Poisson igual a 0,3 ( $\nu$ ) e o limite de escoamento de 345 MPa para o perfil metálico e o limite de escoamento de 500 MPa para as barras longitudinais. Os modelos constitutivos estão ilustrados na Figura 3.20.

Figura 3.20 – Diagrama tensão x deformação para os elementos metálicos



Fonte: O autor

### 3.5.5 Sobre o método de solução

O método padrão para solução de problemas iterativos do ABAQUS® pode ser empregado em uma imensa gama de problemas, entre eles os estáticos não lineares, quasi-estáticos e problemas envolvendo transferência de calor. De acordo com o manual do programa, o ABAQUS/Standard geralmente usa o método de Newton-Raphson para a solução de equações de equilíbrio não-lineares, sendo a razão para tal escolha a boa taxa de convergência obtida quando comparada a outros métodos de solução.

As respostas de uma análise não-linear não podem ser calculadas da mesma forma que uma análise elástica-linear, isto é, aplicando a carga total em apenas um passo de carga. É necessário dividir o carregamento em um certo número de passos, incrementando gradualmente o carregamento, sendo a soma das respostas de cada incremento a solução aproximada do sistema não-linear. Dessa forma, diz-se que o algoritmo interno do programa combina procedimento incremental-iterativo para a resolução de problemas não-lineares.

Nas configurações das etapas da formulação do problema, no estágio de pré-processamento, o usuário sugere o tamanho do primeiro incremento, sendo adotado o valor 0,01, neste estudo. Os outros incrementos podem ser tanto calculados automaticamente pela aplicação, como também pré-definidos. Cada iteração representa uma tentativa de encontrar o equilíbrio da solução. Assim, essa é a parte iterativa que compõe o procedimento; caso a solução não atenda o equilíbrio, uma nova iteração é realizada com um valor menor de incremento.

Além desse valor, o usuário define o número máximo de incrementos, o tamanho do incremento mínimo e o tempo de duração da simulação. Neste caso o número máximo de incrementos foi da ordem de  $10E+7$ , o incremento mínimo de  $1E-15$  e o período foi de 1 segundo, executando um deslocamento para baixo de 100 mm.

Partindo para a solução, utiliza-se a rigidez inicial da estrutura ( $K_0$ ), baseada na configuração inicial, e esse passo de carregamento ( $\Delta P$ ) para calcular uma correção de deslocamento  $c_a$ . Com isso, atualiza-se o deslocamento para  $u_a$  e uma nova matriz de rigidez é formada, baseada na configuração  $u_a$ .

A convergência do modelo é calculada realizando-se a diferença entre o vetor de forças externas (carga total aplicada) e o vetor de forças internas calculado com a configuração atualizada; dessa forma, é gerado um erro ou resíduo. Por padrão, a tolerância do resíduo é da ordem de 0,5% de uma força média da estrutura em relação a um tempo médio. O programa calcula esse valor de maneira automática e, caso o erro seja menor que a tolerância, é dito que o sistema está em equilíbrio. O código computacional também verifica se a correção do deslocamento é pequena em relação ao incremento total do deslocamento. Caso essa diferença seja maior que 1%, o algoritmo de solução é executado novamente.

É importante ressaltar que, caso o ABAQUS® necessite realizar uma segunda iteração, o método de resolução é alternado para o método do comprimento de arco. Além disso, ambos os critérios de convergência precisam ser satisfeitos para que a solução do sistema tenha encontrado o equilíbrio para um dado incremento, ou seja, que a solução tenha convergido. Se a aplicação não alcançar um ponto de equilíbrio após sucessivas iterações, o processo é encerrado com um tamanho de incremento de  $1E-35$ .

### 3.6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste subitem, serão apresentados os resultados da calibração dos modelos numéricos. Esses modelos correspondem à uma viga mista parcialmente revestida com concreto convencional e a outra com concreto com agregados graúdos reciclados cimentícios (ARCI), conforme os estudos experimentais desenvolvidos e apresentados em Simões (2022). Os principais parâmetros avaliados para a calibração foram a força última e as características do panorama final de fissuração. A Tabela 3.4 apresenta os valores relativos entre força última e a diferença percentual entre as forças últimas obtidas numérica e experimentalmente ( $F_{num}/F_{exp}$ ).

**Tabela 3.4 – Comparação dos resultados dos ensaios e dos modelos numéricos em temperatura ambiente**

Concreto	Ensaio experimentais	Resultados numéricos
	Força última (kN)	
Referência (Ag. Gr. Basáltico)	152,9	147,1(-3,76%)
Ag. Gr. ARCI	156,1	142,1(-8,96%)

Fonte: O autor

#### 3.6.1 VMPR com concreto convencional – VN-0

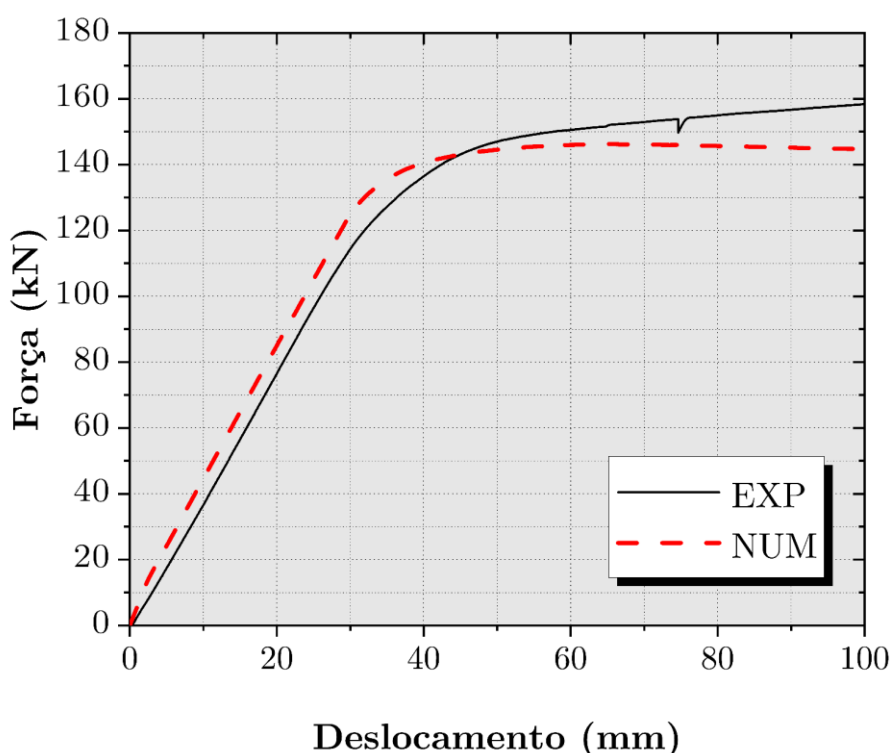
A Figura 3.21 apresenta a comparação entre os gráficos força x deslocamento no meio do vão obtido numérica e experimentalmente. Inicialmente, é possível observar maior rigidez inicial do modelo numérico, seguido de uma leve mudança na inclinação da curva, em virtude de uma mudança do módulo de elasticidade. Essa mudança ocorre quando a estrutura começa a apresentar um pequeno deslizamento entre as interfaces aço-concreto.

Após essa mudança de inclinação, as curvas permanecem paralelas até o escoamento do aço, em torno de 128 kN para o modelo numérico e 117 kN para o experimental. Além disso, é possível observar que o escoamento da VMPR ensaiada experimentalmente apresenta transição mais suave em comparação ao modelo numérico, ou seja, no numérico essa transição é mais perceptível, e uma das explicações para o fato está na adoção do modelo constitutivo elastoplástico linear.

O patamar de escoamento é similar nos dois modelos, sendo de 147,2 kN para o numérico e 153 kN para o experimental. É notável que no ensaio experimental, há um leve

crescimento da força última aplicada, mesmo que mínima. Já no modelo numérico, não é possível observar tal comportamento, sendo o patamar mais pronunciado, por não ter sido feito uso de parâmetros de encruamento. Além disso, essa diferença de -3,76% entre o modelo numérico e o experimental está a favor da segurança. Quanto ao momento resistente, foi de 201,8 kN.m no modelo experimental e de 200,4 kN.m no modelo numérico, diferença de 0,7%.

Figura 3.21 – Curva Força x deslocamento vertical no meio do vão para a viga com o concreto de referência



Fonte: O autor

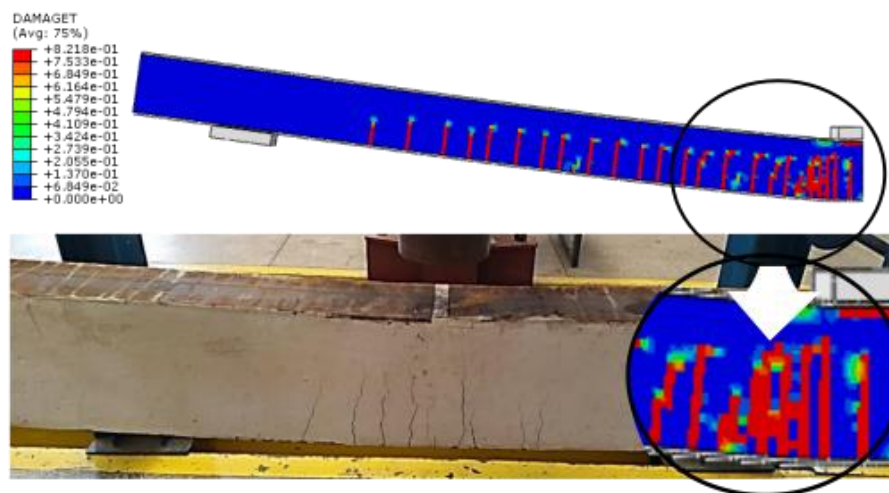
O panorama de fissuração também foi semelhante, com as fissuras iniciando no meio do vão, região de momento máximo e propagando-se para os apoios, clássicas fissuras à flexão. O panorama de fissuração numérico e o experimental podem ser observados na Figura 3.22. No ensaio experimental, as fissuras se apresentaram relativamente espaçadas entre si, situando-se próximas à região de aplicação de carga. Já no modelo numérico, as fissuras se estenderam desde o centro da aplicação de carga até pontos mais próximos aos apoios. Cabe ser ressaltado que para essa viga as fissuras não foram marcadas com caneta hidrocor, desse modo existem fissuras que não são possíveis de identificar na imagem.

Finalmente, é possível afirmar que o modelo numérico está coerente com o ensaio experimental. Para melhorar ainda mais a resposta numérica, deveria ter sido introduzido no



modelo numérico parâmetros de tensão de escoamento e módulo de elasticidade obtidos experimentalmente, e não de acordo com parâmetros normativos, fato impossibilitado por falta de dados experimentais.

Figura 3.22 – Comparativo do panorama de fissuração



Fonte: Adaptado de Simões (2022)

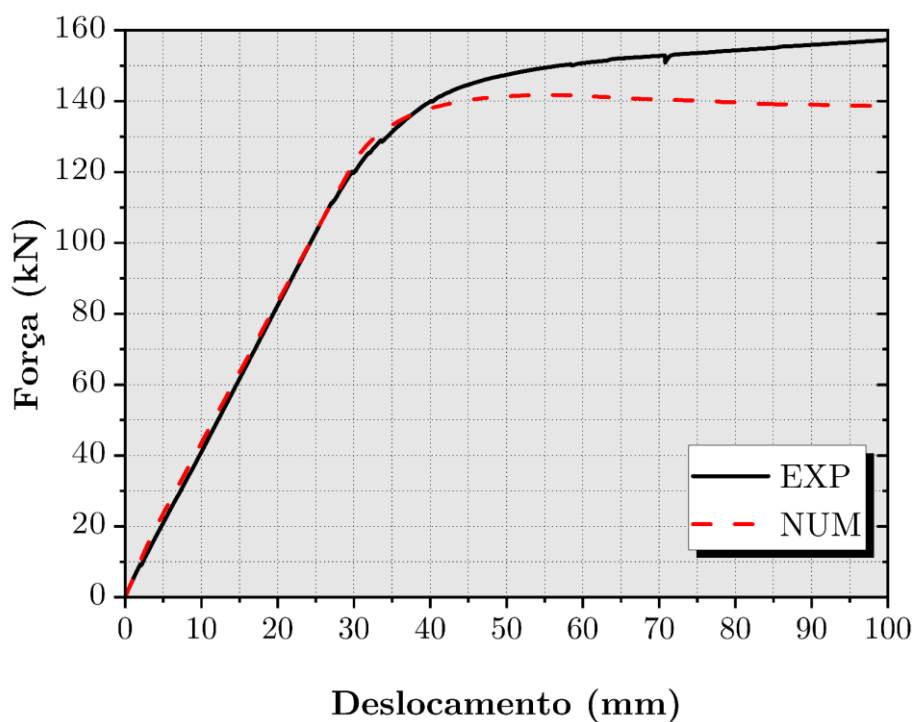
### 3.6.2 VMPR com concreto produzido a partir de agregados reciclados de concreto – VR-2

A Figura 3.23 apresenta a comparação entre os gráficos força x deslocamento no meio do vão obtido numérica e experimentalmente para a VMPR com concreto composto com agregados reciclados cimentícios. Inicialmente, observa-se uma rigidez inicial levemente superior no modelo numérico. Além disso, é possível observar uma leve queda do módulo de elasticidade, o que também ocorreu na modelagem da VMPR de referência. Apesar do caimento, o comportamento inicial é semelhante entre os dois modelos.

Além disso, a inclinação próxima ao escoamento é similar entre os modelos, em torno de 125 kN. A viga VR-2 apresenta o patamar de escoamento análogo à viga de referência, com o carregamento aumentando ligeiramente com o deslocamento. Como era esperado, a VR-2-NUM, também não acompanhou a leve inclinação da curva do experimental após o escoamento.

O patamar de escoamento apresenta uma diferença maior do que o modelo anterior, de 156,1 kN para o experimental e 142,1 kN para o numérico. No entanto, acredita-se que esse valor é aceitável, pois além de estar a favor da segurança, está representando bem o comportamento global do elemento. Para o momento resistente, o ensaio experimental apresentou valor de 199,9 kN.m e o numérico de 181,2 kN.m.

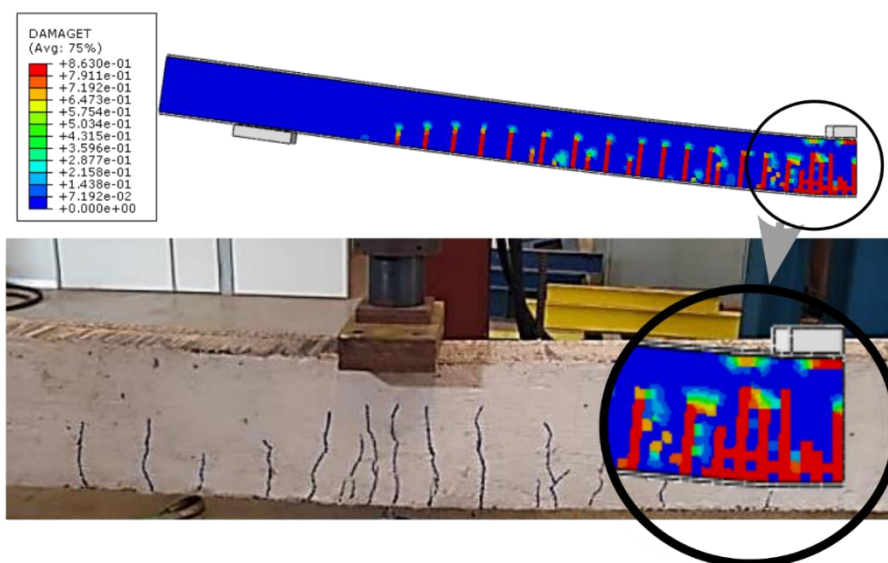
Figura 3.23 – Gráfico força x deslocamento para a viga mista com concreto com agregados graúdos cimentícios



Fonte: O autor

O panorama de fissuração numérico também apresenta distribuição de fissuras clássicas à flexão, do mesmo modo que o experimental, como apresentado na Figura 3.24. Desse modo, de acordo com o gráfico força x deslocamento e o panorama de fissuração diz-se que o modelo numérico VR-2 está calibrado.

Figura 3.24 – Panorama de fissuração VR-2



Fonte: O autor

### 3.6.3 Comparação da capacidade resistente das VMPR com procedimentos analíticos

Nesta seção serão apresentados e comparados os resultados numéricos com métodos teóricos apresentados no item 2.2, iniciando pela viga metálica e prosseguindo para as vigas mistas. Com o auxílio da ABNT NBR 8800:2008, é possível calcular o momento resistente da viga metálica, avaliando o menor momento resistente entre a falha por FLT, FLM e FLA. Na Tabela 3.5 observam-se valores de momento resistente similares, avaliando os valores com e sem fatores de segurança. De maneira geral, o modelo numérico apresentou valor levemente superior, portanto menos conservador.

**Tabela 3.5 – Momentos resistentes obtidos com e sem fator de segurança**

Momento resistente (kN.m)		$M_{Rd}$ – Modelo analítico (kN.m)			
Ensaio	Numérico	FLT (C/ e S/ F.S.)	FLM (C/ e S/ F.S.)	FLA (C/ e S/ F.S.)	Valor adotado (C/ e S/ F.S.)
161,1	153,4	129,3 (142,2)	134,4 (147,8)	134,4 (147,8)	129,33 (142,2)

Fonte: O autor

Observa-se que o maior resultado encontrado foi o do ensaio experimental, seguido pelo modelo numérico e por fim, pelo que propõe a ABNT NBR 8800:2008. Ainda é possível afirmar que o modelo numérico está a favor da segurança e, pelo cálculo analítico é percebido que o fator limitante para o dimensionamento é a flambagem lateral com torção, com momento resistente de 129,33 kN.m e 142,27 kN.m sem coeficiente de segurança.

Os resultados do modelo numérico e o calculado analiticamente pela ABNT NBR 8800:2008 (sem coeficiente de segurança) resultaram 4,78% e 8,25% menores que o experimental, respectivamente. No que se refere às vigas mistas, serão apresentados os resultados calculados pelos modelos de Kindmann e Bergmann (1993), Assi, Abed e Hunaiti (2002) e pelo o Eurocode 4 Parte 1-1:2004. A Tabela 3.6 apresenta os resultados comparativos entre os momentos resistentes das vigas mistas.

**Tabela 3.6 – Momentos resistentes das vigas mistas**

VIGA	Ensaio experimental (kN.m)	Modelo numérico (kN.m)	Kindmann e Bergmann (1993) (S/ F.S.) (kN.m)	Assi, Abed e Hunaiti (2002) (S/ F.S.) (kN.m)	Eurocode 4 Parte 1-1:2004 (S/ F.S.) (kN.m)
VN-0	204,1	187,6	150,4 (174,9)	139,5 (162,0)	149,2 (173,5)
VR-2	199,0	181,2	145,7 (170,1)	135,8 (158,2)	144,6 (168,7)

Fonte: O autor

O valor encontrado pelo que propõe Assi, Abed e Hunaiti (2002) leva em conta a influência do concreto apenas no cálculo da linha neutra, não considerando essa parcela para o momento fletor resistente. Além disso, não é considerada a influência das armaduras tracionadas no cálculo do momento resistente. Desse modo, justifica-se ser o menor valor entre os apresentados. Ademais, como os métodos analíticos são utilizados para critérios de projeto, isso também justifica a diferença para os valores experimentais.

Observa-se que o método do Eurocode 4 é mais conservador que o modelo de Kindmann e Bergmann (1993). No código europeu, o valor da resistência de cálculo do concreto é multiplicado por 0,85. Exceto por esse fator, a formulação entre os dois métodos é a mesma. Esse coeficiente de 0,85 altera o resultado da linha neutra e, conseqüentemente, o momento resistente. É importante lembrar, que esse valor provém da combinação de outros três componentes: o efeito Rush de 0,75; o ganho de resistência do concreto com o tempo de 1,20; e o fator que leva em conta a influência da forma cilíndrica no corpo de prova de 0,95. Por fim, ao multiplicar cada um desses valores, obtém-se o valor de 0,85.

## 4 ANÁLISE NUMÉRICA DE VIGA MISTA EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

---

Neste capítulo são apresentadas simulações térmicas e termoestruturais no que diz respeito a duas vigas mistas de aço e concreto parcialmente revestidas, avaliadas experimentalmente em Simões (2022). Inicialmente, serão abordadas duas configurações de vigas mistas: uma com concreto produzido a partir de agregados naturais basálticos e outra com concreto produzido com agregados graúdos reciclados cimentícios. Além disso, são apresentados testes de sensibilidade para obter um modelo com bom equilíbrio entre tempo de processamento e qualidade de resposta final. As propriedades térmicas dos concretos utilizados nas modelagens foram baseadas em estudos e modelos propostos por códigos normativos, visando estabelecer uma metodologia consistente. Por fim, optou-se por adotar a modelagem termoestrutural sequencialmente acoplada.

Primeiramente, foram realizadas modelagens térmicas bidimensionais fazendo uso das propriedades térmicas previamente mencionadas. Em seguida, os resultados foram validados por meio das análises experimentais realizadas em Simões (2022). Após a calibração, partiu-se para a criação de um modelo tridimensional, de maneira a obter os campos térmicos que foram utilizados para a obtenção dos modelos termomecânicos. Desse modo, tornou-se possível o estudo do comportamento desse tipo viga em situação de incêndio. Essa etapa constitui um dos principais objetivos deste estudo.

### 4.1 Análise numérica do comportamento térmico de viga mista em situação de incêndio

A aplicabilidade do código computacional ABAQUS® para resolução de problemas térmicos e termoestruturais pode ser observada em vários estudos, como Alam *et al.* (2021), Gao *et al.* (2013), Wu *et al.* (2022), Buttignol e Bittencourt (2021) e Cedeno *et al.* (2011).

Inicialmente, foi comparado o campo térmico de dois modelos. Um modelo tridimensional com as barras longitudinais e os estribos, bem como outro modelo, tridimensional sem as barras longitudinais e sem os estribos. Com essas duas simulações foi possível avaliar a influência das barras de aço no campo térmico do modelo. Isto posto, não se identificou nenhuma variação significativa no campo térmico, quando comparada as duas estratégias, sendo a diferença obtida da ordem de 3°C.

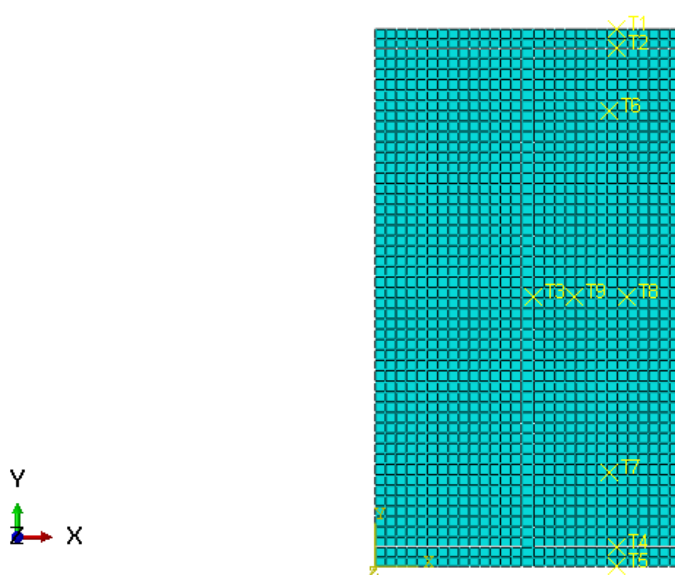
A taxa de armaduras longitudinais na peça resulta da ordem de 0,74%, as bitolas possuem diâmetro reduzido e estão espaçadas, de maneira que o concreto na região adjacente às barras é pouco influenciado pelo aquecimento mais rápido do aço das mesmas. Dong *et al.* (2014), em seus estudos, trataram a problemática do mesmo modo, obtendo bons resultados. Assim, para a calibração, não é necessário fazer-se uso de um modelo térmico tridimensional.

Portanto, partiu-se para um estudo térmico bidimensional, apenas para fins de calibração do modelo numérico, reduzindo o tempo de processamento. As análises térmicas iniciais contaram com elementos bidimensionais sólidos do tipo DC2D4, isto é, um elemento de 4 nós com interpolação linear que permite o estudo de problemas envolvendo transferência de calor. Já para a modelagem tridimensional, fez-se uso do elemento DC3D8, elemento sólido de 8 nós e para as barras o DC1D2, um elemento de barra de dois nós.

#### 4.2 Geometria, malha e condições de contorno

A execução de modelagem térmica geralmente apresenta baixo custo computacional, o que muitas vezes dispensa a necessidade de estudos de sensibilidade de malha. Em Santos (2014), podem ser observados valores de temperatura praticamente idênticos para diferentes dimensões de malha utilizadas. Por esse motivo, a análise de sensibilidade de malha foi dispensada. Para o modelo bidimensional, foi adotada malha de 5mm, como pode ser observado na Figura 4.1, como também a posição dos termopares.

Figura 4.1– Malha de elementos finitos para modelagem bidimensional



Fonte: O autor

O contato entre a superfície do aço e do concreto foi definida com a função “*tie*”, ou seja, a interface aço-concreto apresenta a mesma temperatura, já que os graus de liberdade na superfície foram conectados. Sobre as condições de contorno do problema, tem-se a convecção e a radiação.

Tratando da convecção, na superfície aquecida, utilizou-se o coeficiente de convecção igual a  $25 \frac{W}{m^2 \cdot C}$ , recomendado pela ABNT NBR 14323:2013. Para a emissividade da superfície aquecida de aço e concreto, utilizou-se inicialmente a emissividade de 0,7, como propõe tanto a ABNT NBR 15200:2012 como o Eurocode 1 Parte 1-2. Esse valor não trouxe resultados representativos, levando à busca por alternativas para uma representação mais precisa do problema. Nesse sentido, foram seguidas as recomendações propostas por Wong (2005) e Cedeno *et al.* (2011), que levaram em conta as características físicas do forno e forneceram resultados mais coerentes.

A superfície não aquecida foi tratada, por simplificação, como uma região adiabática, já que a face superior da viga foi revestida com uma manta cerâmica. A constante de Stefan Boltzmann foi definida como  $5,67 \times 10^{-8} \frac{W}{m^2 \cdot C^4}$  e a temperatura do zero absoluto foi de  $-273,15^\circ C$ . Vale ressaltar que, como o modelo foi concebido em milímetros, todas as transformações de unidades necessárias foram realizadas.

Em estudos de Wong (2005), foi avaliada a diferença do comportamento térmico de um elemento em diferentes tipos de compartimentos. O autor concluiu que o tamanho do forno exerce influência significativa nos resultados térmicos, mesmo quando a curva de aquecimento adotada é a mesma. Essa diferença provém do fato de que os gases internos transmitem o calor através da radiação por diferentes caminhos. Quando um compartimento está cheio de gases provenientes da queima de hidrocarbonetos, a quantidade de calor transmitida ao elemento devido à radiação é afetada pelo tamanho do compartimento. As maiores diferenças observadas ocorreram nos primeiros 30 minutos.

De maneira a considerar essa diferença, Cedeno *et al.* (2011) apresentam o cálculo de uma emissividade equivalente, Equação 4.1, que leva em conta a tabela proposta por Wong (2005).

$$\varepsilon_{eq} = \frac{\varepsilon_g T_g^4 - \alpha_g T_s^4}{T_g^4 - T_s^4} \quad (Eq. 4.1)$$

Onde,

$\varepsilon_{eq}$  – É a emissividade equivalente;

$\varepsilon_g$  – É a emissividade total dos gases;

$\alpha_g$  – É a absorção total dos gases;

$T_g$  – É a temperatura dos gases internos do forno, em Kelvin;

$T_s$  – É a temperatura do elemento metálico, em Kelvin.

O coeficiente de absorção total dos gases é dado pela Equação 4.2 e a emissividade total é dada pela Equação 4.3.

$$\alpha_g = X_1 T_s^{X_2} \cdot T_g^{X_3} \quad (Eq. 4.2)$$

$$\varepsilon_g = X_4 + X_5 T_g \quad (Eq. 4.3)$$

Os coeficientes  $X_1$  a  $X_5$  são encontrados na Tabela 4.1, em função do comprimento do forno ( $L_m$ ), dado pela Equação 4.4.

$$L_m = \frac{1.8 h w}{h + w + \frac{hw}{L}} \quad (Eq. 4.4)$$

Onde,

$h$  – É a altura do forno,  $1 m \leq h \leq 4 m$ ;

$w$  – É a largura do forno,  $1 m \leq w \leq 22 m$ ;

$L$  – É o comprimento do forno,  $1 m \leq L \leq 22 m$ .

**Tabela 4.1 – Coeficientes do  $x_1$  a  $x_5$**

$L_m$	$X_1$	$X_2$	$X_3$	$X_4$	$X_5$
<b>0,5</b>	6,432499	-1,02349	0,49977	0,302	-0,000118
<b>1</b>	4,249018	-0,91824	0,493256	0,373	-0,000135
<b>2</b>	2,578352	-0,7731	0,457589	0,443	-0,00014
<b>3</b>	1,845211	-0,68851	0,44161	0,479	-0,000133
<b>4</b>	1,448499	-0,63266	0,434033	0,501	-0,000124
<b>5</b>	1,202279	-0,59368	0,43148	0,517	-0,000115
<b>6</b>	1,036789	-0,56531	0,431575	0,527	-0,000106

Fonte: Adaptado de Wong (2005)



Outros autores também verificaram essa mesma questão. Romagnoli (2020) e Nunes (2022) observaram que a emissividade proposta pelos códigos normativos, de 0,7, produz temperaturas muito superiores ao que é observado nos experimentos, gerando dificuldade na calibração do modelo. Desse modo, é interessante utilizar a emissividade equivalente para levar em conta as características do forno utilizado para a realização do ensaio.

Em Cedeno *et al.* (2011) foram realizadas análises numéricas em vigas mistas. Os resultados apontaram que as expressões mostradas em Wong (2005) são adequadas para representar a emissividade equivalente no forno, reproduzindo condições mais realistas. O forno do Laboratório de Estruturas da EESC/USP conta com dimensões de 4m de comprimento, 3m de largura e 1,5 m de altura, ou seja, volume de 18 m<sup>3</sup>. Assim, a emissividade equivalente média para a viga com concreto com agregados basálticos foi de 0,308 e para a viga com concreto com agregados graúdos reciclados foi de 0,300.

#### 4.3 Propriedades térmicas dos materiais

Neste item, são apresentados os dados utilizados para a modelagem do problema numérico; a densidade, a condutividade e o calor específico dos materiais que constituem as vigas mistas. Como essas propriedades não foram obtidas experimentalmente, buscou-se fundamento em equações apresentadas em códigos normativos e estudos observados na literatura.

##### 4.3.1 Densidade

Para a redução da densidade com a evolução de temperatura para o concreto referência utilizou-se o equacionamento proposto pelo FIB 38 (2007). Para o concreto com agregados reciclados cimentícios, utilizou-se o equacionamento descrito na ABNT NBR 15200:2012, conforme proposto em Štefan *et al.* (2020). A densidade do aço se mantém constante com a evolução da temperatura, com o valor de 7850 kg/m<sup>3</sup>.

Os valores obtidos são apresentados na Tabela 4.2 (valores de densidade em kg/mm<sup>3</sup>), utilizando os coeficientes de redução discutidos no item 2.6.5.

Tabela 4.2 – Tabela com os valores de densidade utilizados na modelagem

$\rho$ - Concreto referência FIB 38 (2007)	$\rho$ - Concreto com agregado graúdo reciclado – NBR 15200:2012	Concreto com agregado graúdo e miúdo reciclado – NBR 15200:2012	Temperatura (°C)
2.53E-06	2.45E-06	2.43E-06	20
2.53E-06	2.45E-06	2.43E-06	50
2.53E-06	2.45E-06	2.43E-06	75
2.53E-06	2.45E-06	2.43E-06	100
2.53E-06	2.45E-06	2.43E-06	115
2.53E-06	2.45E-06	2.43E-06	117
2.53E-06	2.45E-06	2.43E-06	120
2.53E-06	2.45E-06	2.43E-06	150
2.53E-06	2.45E-06	2.43E-06	200
2.53E-06	2.45E-06	2.43E-06	300
2.50E-06	2.43E-06	2.41E-06	400
2.48E-06	2.40E-06	2.38E-06	500
2.45E-06	2.38E-06	2.36E-06	600
2.43E-06	2.35E-06	2.33E-06	700
2.42E-06	2.35E-06	2.33E-06	800
2.42E-06	2.34E-06	2.32E-06	900
2.40E-06	2.33E-06	2.31E-06	1000

Fonte: O autor

## 4.3.2 Condutividade térmica

A evolução da condutividade do aço com a temperatura pode ser observada na Tabela 4.3, conforme ABNT NBR 14323:2013. Para o concreto de referência, foram utilizados os valores propostos por Shin *et al.* (2002), já para os concretos com agregados reciclados foi utilizado o modelo de Zhao, Liu e Yang (2018).

Tabela 4.3 – Valores de condutividade utilizados na modelagem

Aço (W/m°C) NBR 14323:2013	Condutividade (W/(m°C)) Shin <i>et al.</i> (2002) Concreto referência	Concreto com agregados reciclados Zhao, Liu e Yang (2018)	Temperatura (°C)
53.334	2.2	1.586384	20
50.67	2.0	1.50965	100
47.34	1.80	1.3916	200
44.01	1.60	1.1924	300

Continua

**Tabela 4.3 – Valores de condutividade utilizados na modelagem**

40.68	1.40	1.0424	400
37.35	1.325	0.9416	500
34.02	1.20	0.89	600
30.69	1.04	0.86	700
27.3	1.04	0.835	800
27.3	1.04	0.81	900
27.3	1.04	0.785	1000
27.3	1.04	0.76	1100
27.3	1.04	0.735	1200

Fonte: O autor

## 4.3.3 Calor específico

O calor específico do aço utilizado foi o definido pela ABNT NBR 14323:2013, sendo os valores observados na Tabela 4.4. Para o concreto de referência, foram utilizados os valores definidos em Shin *et al.* (2002), valores para concretos com agregados graúdos basálticos. Já para o concreto com agregados reciclados cimentícios, foi utilizado o modelo de Zhao, Liu e Yang (2018).

**Tabela 4.4 – Valores de calor específico utilizados na modelagem**

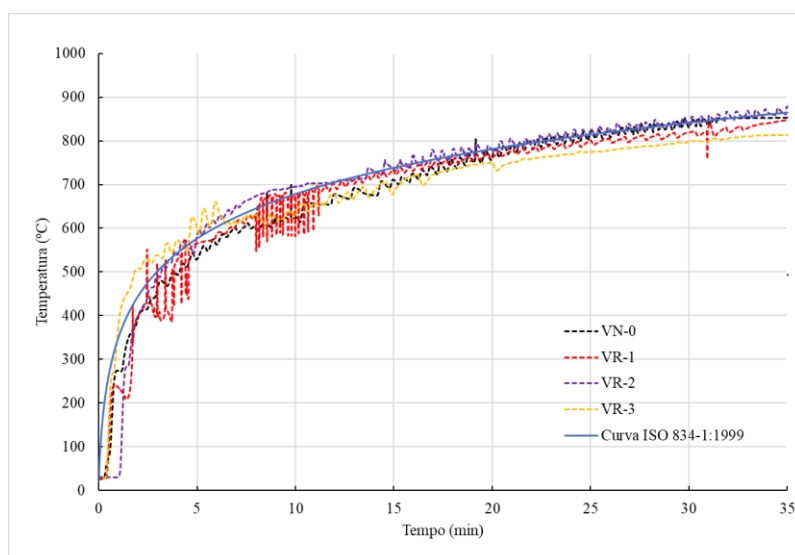
<b>Concreto ref. Shin <i>et al.</i> (2002) 7,6% (J/kg °C)</b>	<b>Concreto c agregados reciclados (J/kg °C) Zhao, Liu e Yang (2018)</b>	<b>Temperatura (°C)</b>
1100	1128	20
1123	1200	50
1136	1260	75
1150	1320	100
1170	1416	140
1203	1512	180
1220	1560	200
1273	1410	300
1321	1260	400
1354	1260	500
1367	1530	550
1367	1420	600
1353	1410	700
1293	1380	800
1198	1380	900
1106	1380	1000

Fonte: O autor

#### 4.3.4 Resultados e discussões – Modelagem térmica

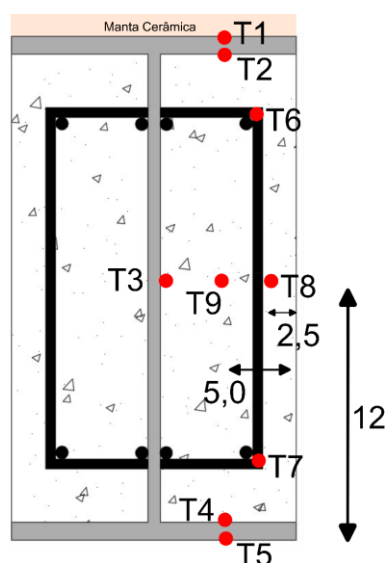
A metodologia apresentada foi aplicada utilizando as curvas de evolução de temperatura do forno obtidas em Simões (2022). Os valores médios dos termopares do forno podem ser observados na Figura 4.2. A partir do exposto, foram obtidos os campos de temperatura numéricos para a viga mista de referência, utilizando concreto produzido com agregados graúdos basálticos e para a viga mista com concreto produzido com agregados graúdos cimentícios. A localização dos termopares está apresentada na Figura 4.3, com as dimensões em centímetros.

Figura 4.2 – Curvas de temperatura obtidas do forno



Fonte: Adaptado de Simões (2022)

Figura 4.3 – Posição dos termopares analisados



Fonte: Adaptado de Simões (2022)

#### 4.3.4.1 Viga mista de referência

Como apresentado anteriormente, foi observada a evolução de temperatura em três seções da viga, nos terços médios e no meio do vão. A Figura 4.4 apresenta a comparação do modelo numérico com as temperaturas aferidas no ensaio experimental da viga de referência (VN-0).

Quando pelo menos dois termopares medindo os mesmos pontos, em seções transversais diferentes, não falharam durante o ensaio (período de 35 minutos), foi calculada a média de temperatura desses termopares. Isso foi feito pois, como será visto, a distribuição de temperatura entre os termopares de mesma posição foi não-homogênea e muitas vezes apresentaram perda de leitura. Esse fato expõe a complexa distribuição de temperatura interna da viga e a dificuldade inerente do ensaio.

Durante o ensaio real, o termopar 1 registrou um aumento gradual de temperatura até os 20 minutos, seguido de um aumento mais expressivo dos 20 aos 30 min. No modelo experimental, a temperatura máxima foi de 223°C, enquanto no modelo numérico foi de 227°C. Nos primeiros 20 min, são observadas tanto as maiores diferenças de temperatura entre as seções do experimental quanto a média do experimental e o numérico. Os termopares das seções 2 e 4 chegaram a estar com 23°C de diferença entre si, enquanto o numérico dista de 14°C do valor medido na seção 2 e de 20°C da média.

O termopar 1 da seção 3 teve perda de leitura, mas apresentou tendência semelhante ao que foi medido na seção 2. Além disso, os termopares indicaram queda de temperatura após o 32° min, enquanto a temperatura do forno continuou aumentando.

O modelo numérico possuiu tendência de seguir com os maiores valores do experimental, apresentando sólida relação com os valores da seção 4. Por fim, existe uma boa concordância entre o obtido numericamente e o valor médio das seções 2 e 4.

No termopar 2, região de contato entre o concreto e o perfil metálico na aba superior, a evolução de temperatura foi gradual. O experimental alcançou o máximo de 217°C, enquanto o modelo numérico atingiu 226°C. As diferenças entre os termopares da seção 2 e 4 variaram em até 57°C. Em relação as diferenças entre experimental e numérico, elas foram de 7°C, na seção 4 e a diferença máxima entre o numérico e a média foi de 27°C.

O termopar 2 da seção 3 apresentou falha de leitura aos 15 min e aos 32 min foi notada queda de temperatura na seção 4 e redução do crescimento de temperatura na seção 2.

Do mesmo modo que o termopar 1, o termopar 2 do modelo numérico também seguiu tendência de concordância com os valores de temperatura maiores, observados na seção 4. Desse modo, existe uma boa aderência entre o valor médio da seção 2 e 4 e o obtido numericamente.

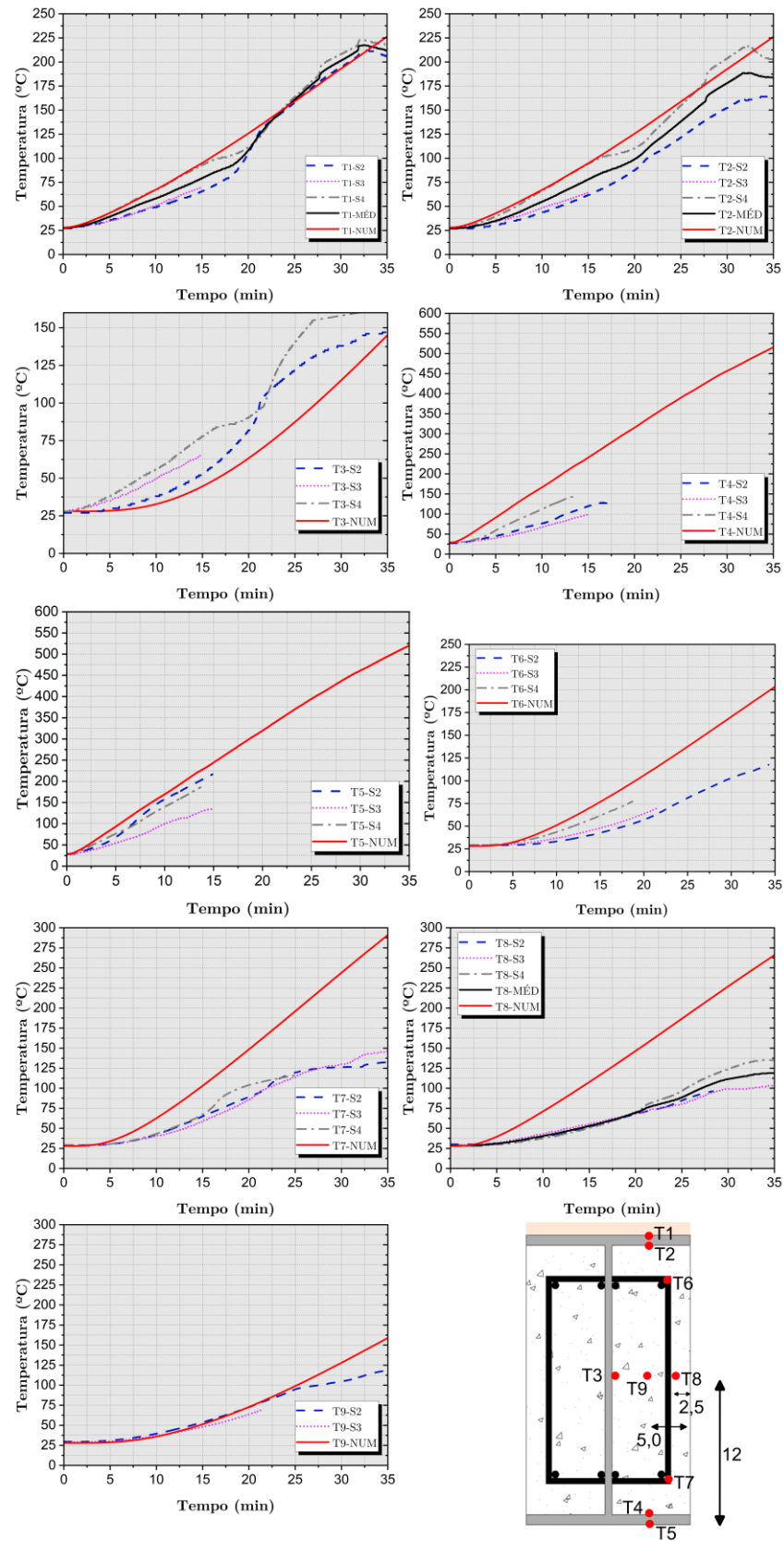
O ponto de medição entre a alma do perfil e o concreto, o termopar 3, apresentou tendência de crescimento de temperatura heterogêneo. A temperatura máxima do termopar 3 foi de 155°C, na seção 4 e a temperatura máxima do modelo numérico foi de 133°C. A diferença máxima dos valores experimentais entre as seções foi de 27°C, enquanto a diferença máxima entre o numérico e o experimental foi de 52°C, no termopar da seção 4. O termopar 3 na seção 3 apresentou falha de leitura aos 15 min e o da seção 4 apresentou falha de leitura aos 27 min; logo, o valor médio não foi traçado.

Em torno dos 20 min, quando os termopares alcançaram temperaturas próximas de 100°C, foi observada instabilidade nas curvas experimentais. Nessa temperatura, normalmente são verificadas diferenças entre o modelo numérico e o que é medido experimentalmente. Isso ocorre porque a movimentação dos gases e a evaporação da água livre provoca comportamento que não é representado por modelos simplificados de transferência de calor, como no caso deste estudo.

No modelo numérico, a sensibilidade ao maior calor específico nessa temperatura foi bem menor, como também pode ser observado em Yang *et al.* (2020) e Zhao *et al.* (2022). Nesse termopar, o modelo numérico apresentou a tendência de possuir temperaturas inferiores ao ensaio experimental.

Embora a diferença de temperatura final entre o modelo numérico e o observado na seção 2 tenha sido de apenas 12°C, o percurso traçado apresentou maiores diferenças. No entanto, pelas limitações numéricas citadas e pela diferença máxima observada entre o modelo numérico e o experimental na seção 2, ser de 25°C, conclui-se que o modelo experimental foi razoavelmente representado.

Figura 4.4 – Evolução de temperatura nas seções transversais do elemento e do modelo numérico para a viga de referência



Fonte: O autor

O termopar localizado na interface da aba inferior com o concreto, termopar 4, apresentou problemas de leitura nas 3 seções em que foi soldado. Além disso, o aumento de temperatura até o ponto de falha foi gradativo, ao contrário do que foi observado no modelo numérico. A diferença máxima verificada entre o numérico e o experimental foi de  $119^{\circ}\text{C}$ , na seção 2. Neste ponto, o modelo numérico não apresentou boa aderência aos valores experimentais.

O termopar 5 também apresentou problemas de medição de temperatura. Esse, foi o ponto de medição mais exposto do experimento, localizado na aba inferior, na região externa do perfil metálico. Apesar dessa questão na aferição, foi possível observar que o modelo numérico acompanhou a tendência de crescimento da temperatura nos primeiros 15 min para os valores medidos nas seções 2 e 4. Assim, diz-se que o modelo numérico representou a evolução de temperatura, embora tenha exibido valores superiores aos do ensaio.

O termopar 6 também apresentou falha na medição. Este ponto está localizado no vértice superior da região do estribo mais exposta. Na seção 2, o termopar 6 exibiu um crescimento gradual da temperatura, com mudança de inclinação em torno de  $100^{\circ}\text{C}$ . A temperatura máxima aferida foi de  $118^{\circ}\text{C}$ , enquanto no modelo numérico, foi observada máxima de  $200^{\circ}\text{C}$ .

A maior diferença de temperatura observada entre o modelo numérico e o experimental foi da ordem de  $83^{\circ}\text{C}$ . Neste ponto, o modelo numérico apresentou temperaturas muito maiores que o experimental. Portanto, não foi verificada boa convergência com o que foi observado experimentalmente.

O termopar 7, soldado no vértice inferior da região do estribo mais exposta, apresentou temperaturas máximas da ordem de  $140^{\circ}\text{C}$ , enquanto no modelo numérico a máxima foi de  $300^{\circ}\text{C}$ . A temperatura medida entre os termopares das seções 2, 3 e 4 apresentou homogeneidade entre si. Além disso, em torno de  $100^{\circ}\text{C}$ , os termopares tiveram uma suave inflexão nas curvas de temperatura.

Aos 20 min, a diferença de temperatura entre o modelo numérico e o experimental não passou de  $40^{\circ}\text{C}$ . No entanto, a partir deste ponto o modelo numérico apresentou tendência de crescimento mais acentuado, o que não foi verificado pelo experimental. Após atingir  $100^{\circ}\text{C}$ , o modelo experimental apresentou um patamar de medições estabilizando em torno de  $133^{\circ}\text{C}$ .



Por fim, a diferença máxima observada entre o numérico e o experimental foi de 160°C. Da mesma forma que o termopar 6, este ponto apresenta valores muito superiores aos valores experimentais. Desse modo, o modelo numérico não apresentou boa aderência ao que foi aferido experimentalmente.

O termopar 8, localizado próximo à região central do preenchimento de concreto, apresentou temperatura máxima de 135°C, enquanto a máxima do numérico foi de 273°C. O modelo experimental apresentou crescimento gradual de temperatura. Ao chegar em 100°C, as curvas de temperatura apresentaram suave inflexão e tendência a um patamar. Em relação ao modelo numérico, assim como nos termopares 6 e 7, o termopar 8 também apresentou crescimento de temperatura muito mais acelerado, estando consideravelmente mais quente que o modelo experimental.

Por fim, a diferença máxima entre experimental e numérico foi da ordem de 135°C. Assim, diz-se que o modelo numérico não está representando bem o que foi observado experimentalmente.

O termopar 9, localizado entre os termopares 3 e 8, apresentou valor máximo de 120°C, enquanto o numérico apresentou valor máximo de 147°C. O termopar 9 na seção 4 apresentou falha de leitura e o termopar 9 na seção 3 apresentou falha de leitura em torno de 22 min.

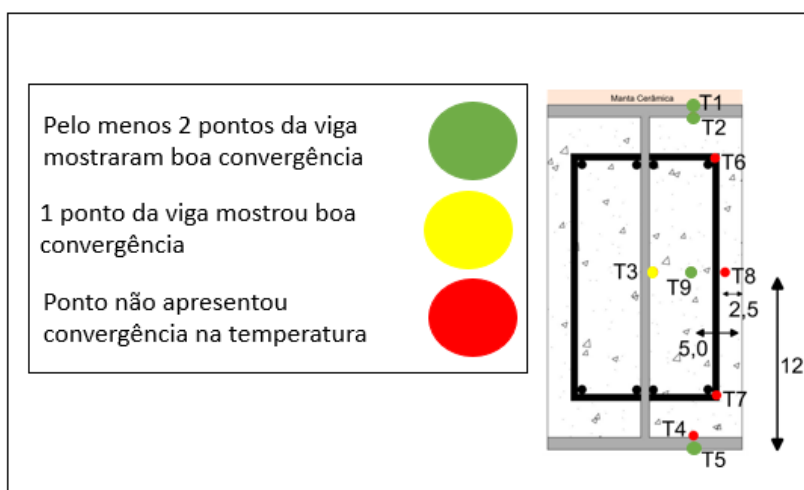
É possível observar certa mudança de comportamento na curva experimental da seção 2 ao cruzar a faixa de temperatura de 100°C, ao passo que o modelo numérico não apresenta essa alteração. No entanto, o modelo numérico acompanhou a tendência de crescimento da temperatura, quase que coincidindo com a curva experimental na maior parte do experimento.

Desse modo, a tendência de maiores temperaturas no modelo numérico foi seguida e, ao final do experimento, a diferença de temperatura observada foi da ordem de 27°C. Além disso, avaliando a evolução de temperatura durante o ensaio, afirma-se que o modelo numérico representou bem a evolução de temperatura observada nesse ponto.

Um resumo com a avaliação dos resultados dos termopares pode ser visto na Figura 4.5. Nessa figura, são apresentadas as diferenças máximas e é feita uma avaliação de concordância de temperatura, classificada como boa, moderada, ruim ou sem conclusão. Considera-se uma boa concordância quando o numérico apresenta boa convergência com pelo menos dois termopares. A concordância é considerada moderada quando o numérico

apresenta boa concordância com apenas um termopar. Por outro lado, uma má concordância é se não houver convergência entre o modelo numérico e o experimental. Por fim, a categoria sem conclusão é atribuída quando não é possível observar uma tendência clara de evolução de temperatura, por motivo de falha de leitura prematura dos termopares.

Figura 4.5 – Resumo do desempenho dos termopares da viga de referência



Fonte: O autor

Por fim, verifica-se que a maior parte apresentou, no mínimo, convergência moderada, tendo quatro medições com boa convergência, uma moderada e 4 pontos que não apresentaram boa convergência.

#### 4.3.4.2 Viga mista – VR-2

A Figura 4.6 mostra o resultado da calibração térmica para a viga mista com concreto produzido a partir de agregados graúdos cimentícios. No termopar 1, observou-se um aumento de temperatura gradual. Ao final do experimento, a diferença de temperatura entre a seção de maior e de menor temperatura foi de 74°C. O ensaio experimental registrou temperatura máxima de 290°C na seção 4, 250°C na seção 2 e 216°C na seção 3, enquanto no modelo numérico a máxima foi de 236°C.

A maior diferença observada entre o numérico e o experimental também foi aos 20 min de ensaio, cerca de 15°C abaixo da média. Desse modo, o modelo numérico está apresentando valores de temperatura inferiores ao experimental. No entanto, de maneira geral, verifica-se que o modelo numérico está representando a tendência de aquecimento da viga.

Em relação ao termopar localizado na região da aba superior, na interface entre concreto e perfil metálico (termopar 2), observa-se tendência semelhante ao que foi observado

no termopar 1. A diferença entre a seção de maior e de menor temperatura foi de 67°C. No ensaio, foi registrada temperatura máxima de 279°C na seção 4, 216°C na seção 2 e 212°C na seção 3, enquanto no modelo numérico a máxima foi de 235°C.

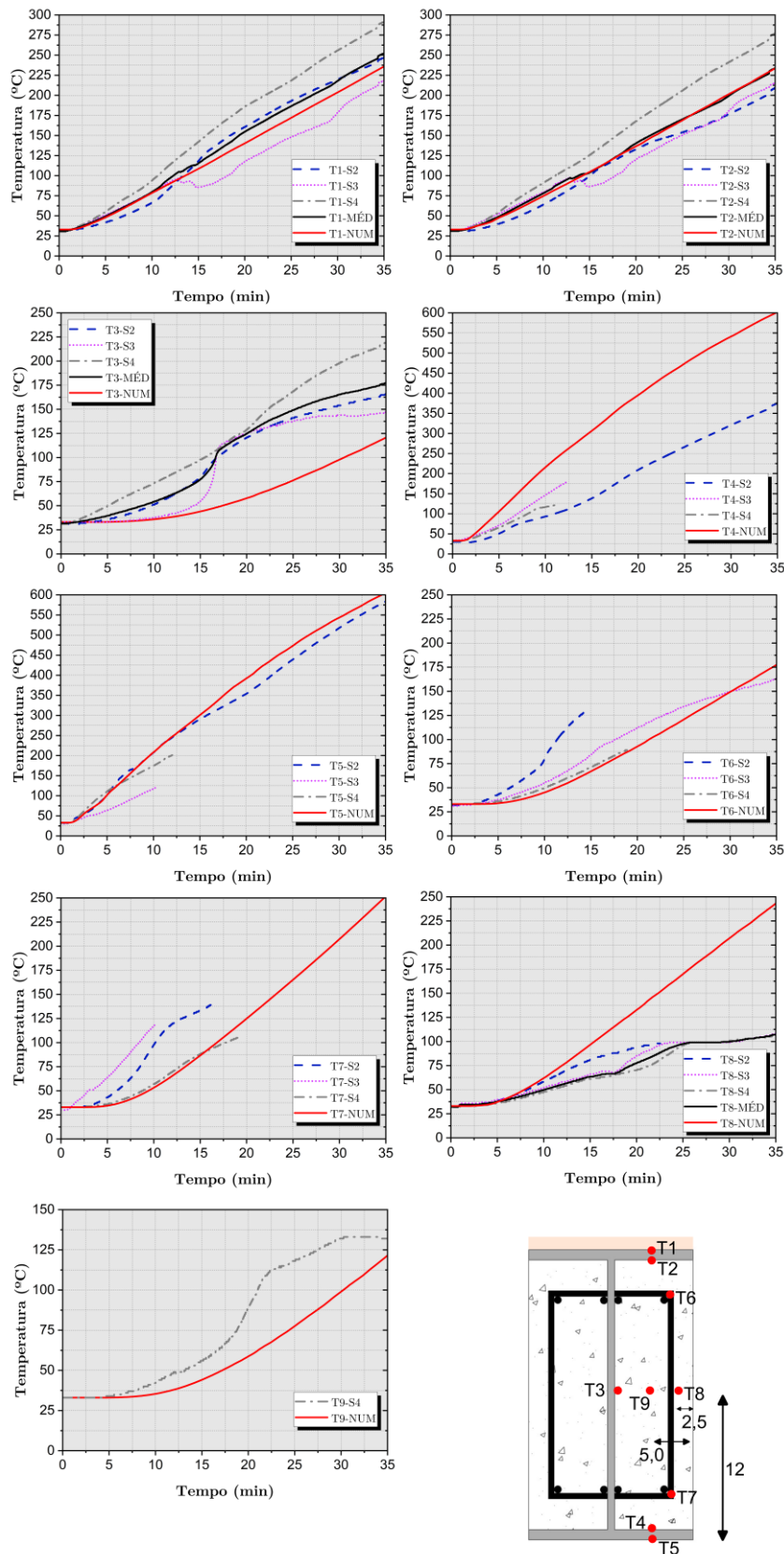
A maior diferença de temperatura verificada entre o experimental e o numérico foi em torno de 3°C da média. Neste ponto o modelo numérico apresentou temperaturas praticamente coincidentes ao modelo experimental. Desse modo, é possível constatar que neste termopar o modelo numérico representou o comportamento do modelo experimental.

Em relação ao termopar 3, localizado na interface entre concreto e aço, na alma do perfil, foi observado um comportamento semelhante ao da viga de referência. A curva apresentou aspecto não-linear, especialmente ao atingir 100°C. Em cada seção, a evolução da temperatura teve um comportamento distinto. Na seção 4, a temperatura máxima foi de 218°C, na seção 2 foi de 166°C, e na seção 3 foi de 149°C. Por outro lado, o modelo numérico apresentou temperatura máxima de 122°C.

Neste termopar, a evaporação da água também pode ter influenciado o comportamento não linear nas seções 2 e 3. Essa é uma das limitações do modelo de Zhao, Liu e Yang (2018), no qual a alteração do calor específico com o aumento da temperatura é suave, não há um pico de calor específico em função da umidade ao cruzar a faixa de 100 °C, como é previsto na ABN NBR 15200:2012. Além disso, esse modelo também não considera a correção do calor específico em função da umidade. É importante ressaltar que, a umidade no concreto dessa viga era de 3,79% no momento do ensaio experimental.

Desta forma, a maior diferença entre os modelos numérico e experimental observada foi de 62°C em relação à média, tendo o modelo numérico apresentado temperaturas inferiores. Conclui-se que neste ponto o modelo numérico não está representando bem o modelo experimental.

Figura 4.6 – Evolução de temperatura nas seções transversais do elemento e do modelo numérico para a VMPR com agregados graúdos reciclados



Fonte: O autor

Sobre o termopar 4, localizado na interface entre concreto e a aba inferior do perfil metálico, o crescimento da temperatura foi gradual. A maior temperatura observada no ensaio foi de 377°C na seção 2. Houve falha de leitura nos termopares das outras seções. Em relação ao modelo numérico, a temperatura máxima observada foi de 603°C.

A diferença máxima observada entre os modelos numérico e experimental foi de 226°C, ao final do ensaio. O modelo numérico apresentou valores muito superiores ao experimental, indicando que não houve uma boa correspondência entre eles.

O termopar 5, localizado no ponto de leitura mais exposto, apresentou crescimento de temperatura praticamente linear. Ao fim do experimento, esse ponto atingiu 598°C, enquanto os termopares na seção 3 e 4 apresentaram falhas de leitura aos 10 e 12 min de ensaio, respectivamente. A maior temperatura lida no modelo numérico foi de 608°C.

A diferença máxima observada entre o modelo numérico e o experimental foi de 30°C aos 20 min de ensaio. No geral, foi observada boa concordância entre experimental e numérico, tanto no início quanto no fim do ensaio. Portanto, a evolução de temperatura neste ponto foi bem representada numericamente.

O termopar 6, localizado no ponto de leitura soldado no estribo, na região superior mais exposta, apresentou crescimento de temperatura bastante heterogêneo entre as seções. A temperatura máxima observada foi de 162°C na seção 3, enquanto os termopares na seção 2 e 4 apresentaram falhas aos 15 e 17 min de ensaio, respectivamente. Além disso, é notável a diferença de comportamento entre as seções até o momento de falha dos termopares. Notou-se uma certa alteração no comportamento do termopar da seção 3 ao cruzar a barreira dos 100°C.

A diferença máxima observada entre os modelos numérico e experimental foi de 12°C aos 25 min de ensaio. Por fim, o modelo numérico teve boa convergência com o experimental no termopar da seção 6, mesmo tendo tido temperaturas mais baixas do que o observado no ensaio.

No termopar 7, localizado na região mais exposta do estribo inferior, também foi observada distribuição de temperatura diferente nas seções analisadas. O comportamento entre as seções apresentou aspecto não linear até o ponto de falha de cada termopar. A falha na seção 3 apresentou 120°C aos 10 min, 139°C aos 16 min e 105°C aos 19 min. A temperatura máxima do modelo numérico foi de 250°C.

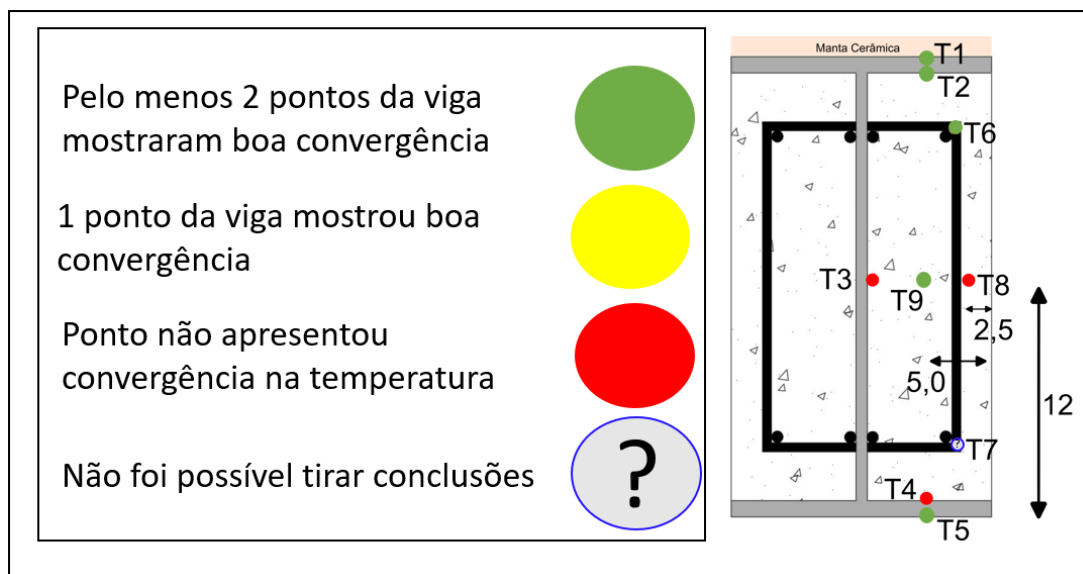
Nesse ponto, o modelo numérico apresentou boa tendência de convergência com o termopar 7 da seção 4; no entanto, como os termopares apresentaram distribuição desigual, não é possível concluir algo sobre a tendência global da evolução de temperatura do termopar 7.

No termopar 8, ponto próximo à região central do concreto, a evolução de temperatura no ensaio apresentou homogeneidade de aquecimento. Nas 3 seções, o modelo experimental apresentou aumento gradual de temperatura, e aos 25 min, ao cruzar a faixa de 100°C, atingiu um patamar, atingindo temperaturas máximas de 107 °C. Por outro lado, o modelo numérico teve comportamento diferente ao passar dos 100°C, com um aumento significativo da temperatura, distanciando-se dos valores do ensaio. Portanto, após os 20 min, o modelo numérico passou a não representar adequadamente o experimento.

No termopar 9, posicionado entre os termopares 3 e 8, apresentou evolução de temperatura não linear. A temperatura máxima exibida foi de 133°C aos 30 min, enquanto o modelo numérico apresentou máxima de 123°C. É interessante observar que a temperatura nesse termopar foi mais alta em comparação ao termopar 8, mesmo este último estando menos exposto à ação do fogo devido a um maior recobrimento de concreto, do mesmo modo que na viga de referência, o que é indício de posicionamento incorreto em ambos os casos. A diferença máxima observada entre o numérico e o experimental foi de 38°C aos 25 min de ensaio. Nesse ponto, o modelo numérico representou adequadamente o experimento.

O resumo da aderência entre o experimental e o numérico pode ser observado na Figura 4.7. Por fim, cinco termopares apresentaram boa convergência (termopares 1, 2, 5, 6 e 9), enquanto os termopares 3, 4 e 8 apresentaram má convergência. Em relação ao termopar 7, não foi possível extrair conclusões sobre sua evolução de temperatura. No entanto, o modelo numérico foi capaz de representar o campo térmico em 35 minutos do ensaio experimental.

Figura 4.7 – Resumo do desempenho dos termopares para a viga com agregados graúdos de concreto



Fonte: O autor

#### 4.3.5 Considerações sobre a modelagem térmica

De início, compara-se os termopares da posição 1 e 2 com os das posições 4 e 5, separados apenas pela aba do perfil metálico de 9,1 mm. Primeiramente, observou-se que, no ensaio, os termopares 1 e 2 apresentaram pequena diferença de leitura, possivelmente explicada pela grande condutividade do aço e a pequena espessura da aba. O modelo numérico seguiu esse comportamento, apresentando diferenças quase imperceptíveis entre as temperaturas. No entanto, nos termopares 4 e 5, foi notado grande afastamento entre os resultados experimentais, enquanto no modelo numérico, não foi possível verificar essa diferença de temperatura.

Ainda sobre as extremidades, se observou que, independentemente das vigas analisadas, os termopares 1, 2 e 5 apresentaram bons resultados. O termopar 5 sendo o mais exposto, e os termopares 1 e 2, sendo os menos expostos. É importante lembrar que não há queimadores na região central do forno, apenas nas regiões próximas às extremidades.

Em relação aos termopares 3, 6 e 7, estes apresentaram não homogeneidade de aquecimento, tendo o termopar 3 tido influência do rápido aquecimento da alma. O termopar 6 ARCI foi representado, enquanto o termopar 7 não foi bem reproduzido numericamente.

Em Simões (2022) também é comentado sobre os casos em que o termopar 9 apresentou temperaturas superiores ao termopar 8, fato que não poderia ter ocorrido, visto que

o termopar 8 é mais exposto em relação ao 9. Possivelmente, houve uma mudança na sua posição original, uma falha de execução gerada pela dificuldade de posicionamento dos termopares nessa região, tanto para a VN-0 quanto para a VR-2, tornando o ensaio experimental inconsistente para o ponto T8. O ponto T9 foi bem representado em todos os ensaios.

Quanto aos valores numéricos das temperaturas apresentarem-se superiores ao experimental, em outros estudos isso também foi verificado, como já observado na Figura 2.6. Kodaira *et al.* (2004) notaram diferenças em torno de 100°C no centro do concreto. Essa diferença pode ser explicada pelas limitações da modelagem em lidar com o comportamento da evaporação e migração de água no interior do concreto. No entanto, os autores destacam que essa discrepância não exerceu grande influência no comportamento termomecânico, uma vez que ocorreu em regiões de temperatura menos elevadas. Além disso, os autores reduziram a condutividade do concreto em 15%, argumentando que os valores propostos pelo Eurocode 4 tendem a apresentar temperaturas superestimadas.

Em outros estudos, como demonstrado em Ahn e Lee (2017) na Figura 2.12, a distribuição de temperatura em 4 pontos foi analisada, sendo que em dois desses pontos, o modelo numérico distanciou em mais de 100°C do ensaio. Apesar disso, os autores julgaram satisfatória a representação numérica do ensaio, pois os outros dois termopares apresentaram boa concordância.

Essas diferenças também são verificadas na calibração do modelo observado em Alberio *et al.* (2019). Os autores compararam três termopares com um ensaio experimental, visto na Figura 2.18(a). É possível observar diferenças de 55°C para o primeiro termopar e na Figura 2.19 verifica-se diferenças de até 90°C, os autores não se aprofundaram nas diferenças verificadas, uma vez que o comportamento do modelo termomecânico foi bem representado.

Desse modo, este estudo diferencia-se do que é observado na literatura, pois compara-se o comportamento de 9 termopares em um ensaio termomecânico e em diferentes seções. Cabe ressaltar que, nenhum estudo numérico encontrado comparou a temperatura utilizando tal quantidade de termopares na seção da viga. Além disso, a temperatura foi acompanhada em 3 seções diferentes e foi constatado grande heterogeneidade de aquecimento entre elas. Logo, a posição da peça no forno pode ter influência. De acordo com Simões (2022), a seção 3 demonstrou menores temperaturas, pela maior distância dos queimadores. No entanto, o



modelo numérico proposto neste estudo não é capaz de fornecer esse tipo de resposta. Para tal necessita-se de análises fluidodinâmicas.

Em relação ao tamanho do forno, como é comentado em Cedeno *et al.* (2011), as características físicas do compartimento precisam ser levadas em conta, quanto maior o forno, maior a inércia térmica. Além disso, o forno do Laboratório de Estruturas do SET/EESC/USP, com 18 m<sup>3</sup>, configura-se como um dos maiores observados na literatura, tanto em dimensões como em volume.

Desse modo, o ensaio termomecânico de 35 min pode não ter sido suficientemente longo. Segundo Wong (2005), as maiores diferenças se observam nos primeiros 30 min. Uma das razões se dá pelo fato de que modelos térmicos simplificados não lidam com a questão da inércia térmica. Logo, essas diferenças observadas no comparativo entre numérico e experimental podem estar relacionadas a essa questão.

Verifica-se que para estudos puramente térmicos, há uma tendência maior de convergência do modelo. Isso pode ser explicado pela redução de complexidade na montagem do ensaio, pela redução da influência do posicionamento das amostras no forno (uma vez que as amostras podem ser localizadas próximas aos queimadores) e pelo aumento significativo do tempo de ensaio. Essa tendência pode ser observada nas modelagens puramente térmicas dos totens descritas por Simões (2022), bem como na utilização de outras curvas de incêndio menos agressivas que a ISO 834-1:1999, como as observadas em Albero *et al.* (2019).

Por fim, é importante ressaltar que os tempos finais de ensaio em estudos como Kodaira *et al.* (2004), Albero *et al.* (2019) e Ahn e Lee (2017) foram de 300 min, 150 min e 180 min, respectivamente. Esse fato é relevante para fins de validação, pois um tempo de ensaio mais longo permite uma melhor verificação da calibração numérica, especialmente após os 30 primeiros minutos, momento em que o forno já atingiu certa inércia térmica. Vale ressaltar que não foram encontrados estudos termomecânicos na literatura com ordem de grandeza de tempo de ensaio semelhante ao de Simões (2022), que foi apenas de 35 min.

Além dos pontos elucidados, outras razões podem explicar a falta de um melhor ajuste de alguma das curvas. Em primeiro lugar, a imprecisão na leitura dos termopares devido à falta de manutenção do forno. O equipamento necessitou de manutenção durante o período da pandemia causada pela COVID-19, esse fato impossibilitou reparos e os ensaios precisavam ser executados, durante o experimento o forno desligou e precisou ser religado várias vezes.

Portanto, ambas adversidades, imprecisão de leitura e problema de aquecimento, podem ter sido comprovados em certos pontos do ensaio, em que a temperatura caiu, mesmo com a aparente temperatura dos gases internos sendo elevada.

Outro fator significativo é a umidade. Os pontos totalmente internos ao concreto, sem contato com o perfil metálico, principalmente o 6 e o 7, apresentaram temperaturas finais próximas a zona em que a evaporação de água exerce grande influência. Esse fato indica necessidade de modelos térmicos mais avançados, visto a complexa movimentação de gases no interior do concreto.

Além disso, a umidade apresenta um desafio para análises mais precisas por modelos de transferência de calor simplificados. Seria necessário um tempo maior de ensaio para que esses pontos saíssem da zona de influência da movimentação da umidade interna, vide os 3 estudos previamente mencionados. O modelo numérico não levou em conta a alteração do calor específico com a umidade. Devido à falta de dados, priorizou-se a representação térmica do concreto com o agregado correto, logo a representação da umidade interna foi penalizada, pois não se obteve o calor específico em função da umidade nem para o concreto de referência, nem para o concreto com agregados reciclados.

Por fim, é importante ressaltar que os estudos termomecânicos observados na literatura também tiveram que facear esse mesmo desafio na parte térmica. Apesar das limitações do ensaio e do modelo térmico numérico, os autores conseguiram boa representação termomecânica.

#### 4.4 Análise numérica do comportamento termomecânico de viga mista

Neste item são apresentados resultados das análises termomecânicas tanto da viga mista de referência (VN-0) quanto da viga mista com concreto produzido com agregados graúdos reciclados (VR-2).

A modelagem termomecânica seguiu os mesmos passos da modelagem mecânica, já elucidada; portanto, são dispensados os comentários mais gerais, se destacando que o foco agora está nas diferenças na elaboração do modelo termomecânico.

##### 4.4.1 Elaboração do modelo termomecânico de referência

A partir do modelo mecânico devidamente calibrado, foram inseridas as propriedades referentes à expansão térmica de cada material, como também o comportamento das

propriedades mecânicas com a evolução da temperatura. Deste ponto, partiu-se para a criação de novos passos na modelagem numérica, aqui denominados “steps”.

Na etapa de carregamento, foi inserida uma força correspondente a 30% daquela força máxima do ensaio realizado em Simões (2022), no caso, 46,2 kN para a viga de referência. Após esse ajuste, foi criada uma etapa referente ao carregamento térmico. Para a análise de sensibilidade, que se configurou como estudo complementar, aplicou-se a ISO 834-1:1999 e após esse estudo foi adicionada a curva de temperatura do forno de Simões (2022) para esta viga. Cabe ressaltar que a medida de deslocamento só começou a ser mensurada a partir da aplicação da carga térmica.

No que se refere ao alongamento dos materiais com a evolução da temperatura, para o concreto com agregados graúdos basálticos, o modelo de Khoury (2006) foi aplicado linearizando a curva de expansão apresentada, utilizou-se a expansão de  $0,833.10^{-5} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$  durante toda a etapa de modelagem.

Em seguida, foi realizada a análise de sensibilidade com o modelo de referência, de modo a definir uma estratégia a ser utilizada para todas as modelagens. Buscou-se otimizar o tempo de processamento, mas sempre avaliando a qualidade da resposta. Procurou-se investigar a influência da não-linearidade geométrica no modelo, a interação entre perfil metálico e concreto não sendo ideal, utilizando contato e em outra análise variou-se essa interação com a evolução da temperatura e, por fim, analisou-se a ligação entre aço e concreto como sendo uma ligação perfeita, utilizando “tie”. O que se buscou avaliar está apresentado na Tabela 4.5.

**Tabela 4.5 – Testes de sensibilidade realizados**

<b>Modelos</b>	<b>NLG</b>	<b>CDP <math>f(\theta)</math></b>	<b>Contato</b>	<b>Contato <math>f(\theta)</math> - Gao et al. (2013)</b>	<b>Estratégia com TIE: perfil - concreto</b>
<b>1</b>	SIM	SIM	SIM	SIM	NÃO
<b>2</b>	SIM	SIM	SIM	NÃO	NÃO
<b>3</b>	NÃO	SIM	SIM	SIM	NÃO
<b>4</b>	SIM	SIM	NÃO	NÃO	SIM
<b>5</b>	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	SIM

Fonte: O autor

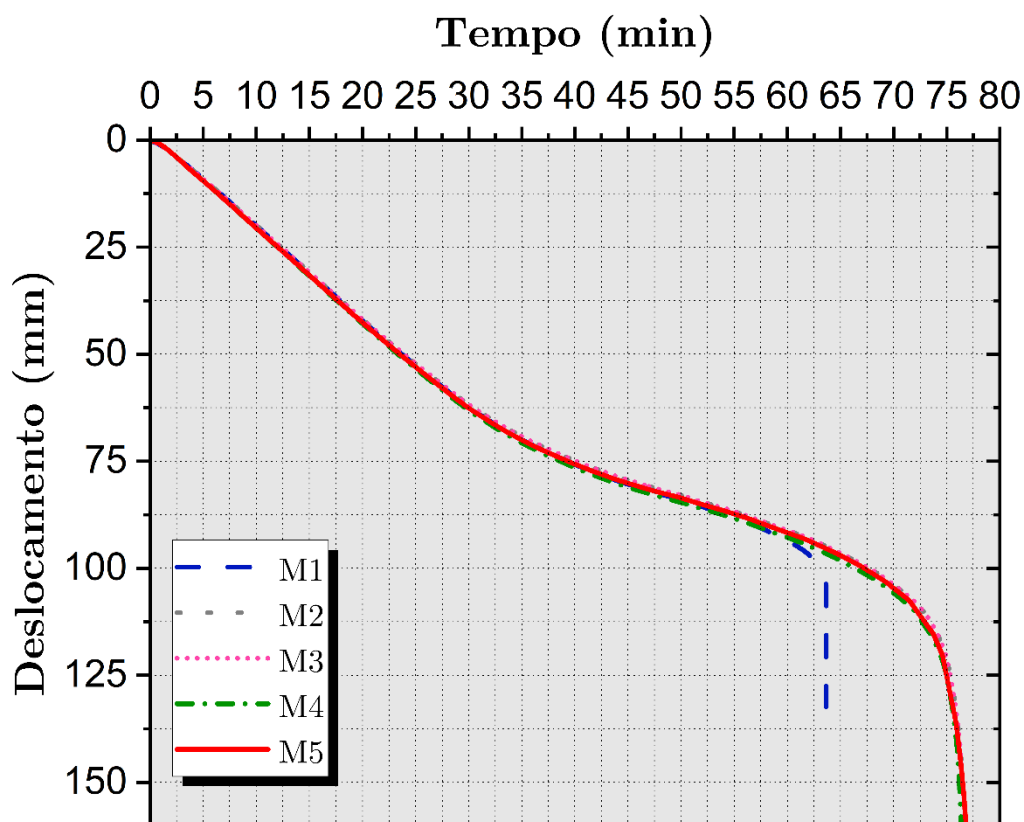
Na Figura 4.8, é possível observar o comportamento do gráfico força x deslocamento no meio do vão para os modelos propostos. Em todos os modelos, implantou-se a curva de incêndio-padrão da ISO 834-1:1999, com tempo máximo de 4 horas, podendo ser verificado que aos 35 min, tempo máximo do ensaio experimental, não foi possível observar diferenças significativas, mesmo entre o modelo mais complexo, M1, e o modelo mais simples, o M5. Diferente do modelo mecânico em temperatura ambiente, o contato não tem influência significativa na região inicial da curva.

Desse modo, no caso do modelo em situação de incêndio, buscou-se observar se essa influência foi mantida, pois como visto em Santos (2014), a presença do contato em temperaturas elevadas dificultou a convergência do modelo, além de não fazer diferença no ajuste da curva numérica. Além disso, utilizando os fatores de penalização de contato visto em Gao *et al.* (2013), investigou-se a influência do contato ser influenciado pelo aumento da temperatura.

As diferenças entre cada modelo foram mais significativas próximo ao fim do tempo da modelagem; no entanto, não foram observados estudos na literatura que fizessem uso de um modelo com a metodologia do M1. Albero *et al.* (2019) aplicaram uma propriedade de contato constante com a elevação da temperatura, abordagem que neste estudo se assemelhou com a do modelo M2, que teve resultados semelhantes ao do modelo 5, o mais simples.

Santos (2014) observou a mesma tendência na análise de sensibilidade realizada, optando por utilizar estratégia semelhante à do M5. Essa foi mais uma razão pela qual decidiu-se por utilizar a abordagem do modelo M5 para todas as modelagens contidas neste trabalho, sendo a mais fundamentada e que aliou qualidade de resposta e tempo de processamento. Para efeito de comparação, o tempo total da modelagem do M1 foi de 15 h e o M5 de 2 h.

Figura 4.8 – Deslocamento no meio do vão em função da exposição ao incêndio dos modelos propostos



Fonte: O autor

#### 4.4.2 Elaboração do modelo termomecânico da viga com ARCI graúdo (VR-2)

Na etapa de carregamento, a carga aplicada na VR-2 foi de 46,2 kN. Após esse ajuste, foi criada uma etapa referente ao carregamento térmico em que foi adicionada a curva de temperatura do forno de Simões (2022), para esta viga.

Em relação à expansão para o concreto com agregados reciclados, testou-se tanto o que propôs Cuttall *et al.* (1997), ou seja, variar essa propriedade do agregado natural entre 10 e 30%; no caso, optando por variar a expansão do agregado natural basáltico, como também o modelo de Zhao Liu e Yang (2018). Decidiu-se por adotar este último por ter trazido melhores resultados, como pode ser observado na Figura 4.10.

#### 4.4.3 Resultados e discussões – Modelagem termomecânica

São apresentados os resultados relativos à calibração dos modelos numéricos de referência e o modelo da VMPR com concreto com agregado graúdo reciclado. O parâmetro

avaliado foi o resultado do ensaio de deslocamento no meio do vão em função do tempo de incêndio, obtido em Simões (2022).

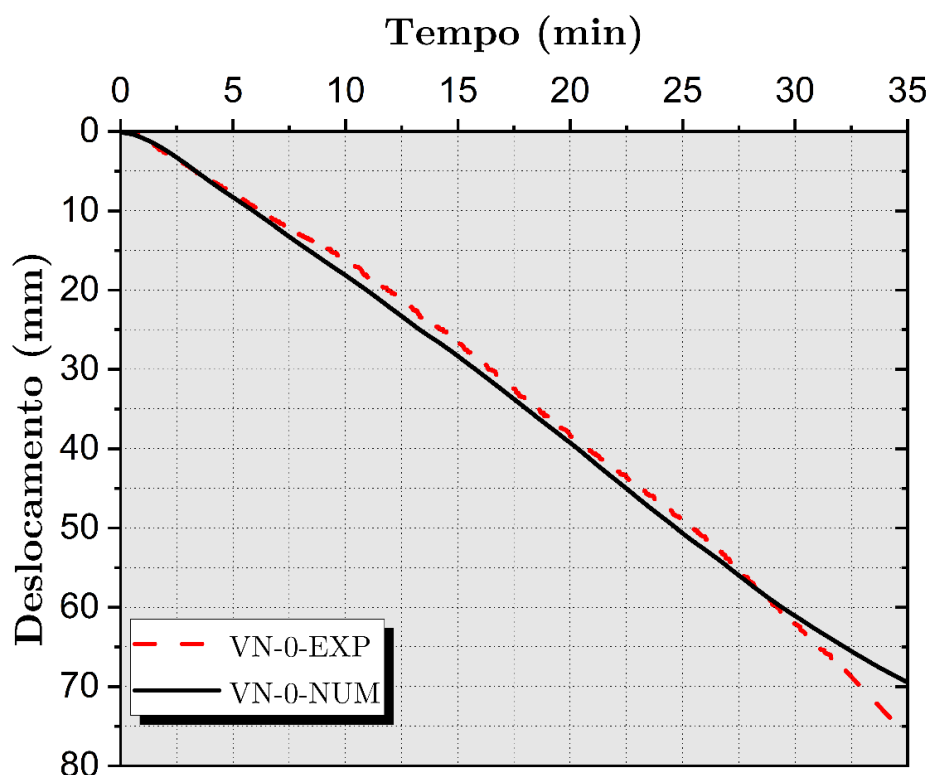
#### 4.4.3.1 VMPR Referência (VN-0)

A Figura 4.9 mostra o gráfico do deslocamento no meio do vão em função do tempo de exposição ao fogo. Inicialmente, é possível observar que o aumento de deslocamento entre o modelo experimental e o numérico é semelhante, enquanto a curva experimental tem uma tendência linear-côncava, a numérica tem tendência puramente linear e, a partir de 30 min tem tendência convexa, ou seja, propensão ao aumento de deslocamento em uma taxa menor.

Ao longo do tempo do ensaio, o deslocamento no meio do vão do modelo numérico ficou próximo ao do ensaio experimental, ao fim dos 35 min, o deslocamento no experimental foi de 74 mm ao passo que no numérico foi de 70 mm, uma diferença de 5,4%.

Desse modo, constata-se que o modelo numérico está representando satisfatoriamente o modelo experimental. Portanto, o modelo de referência pode ser considerado como consistente.

Figura 4.9 – Deslocamento em função do tempo de exposição ao incêndio da viga mista de referência



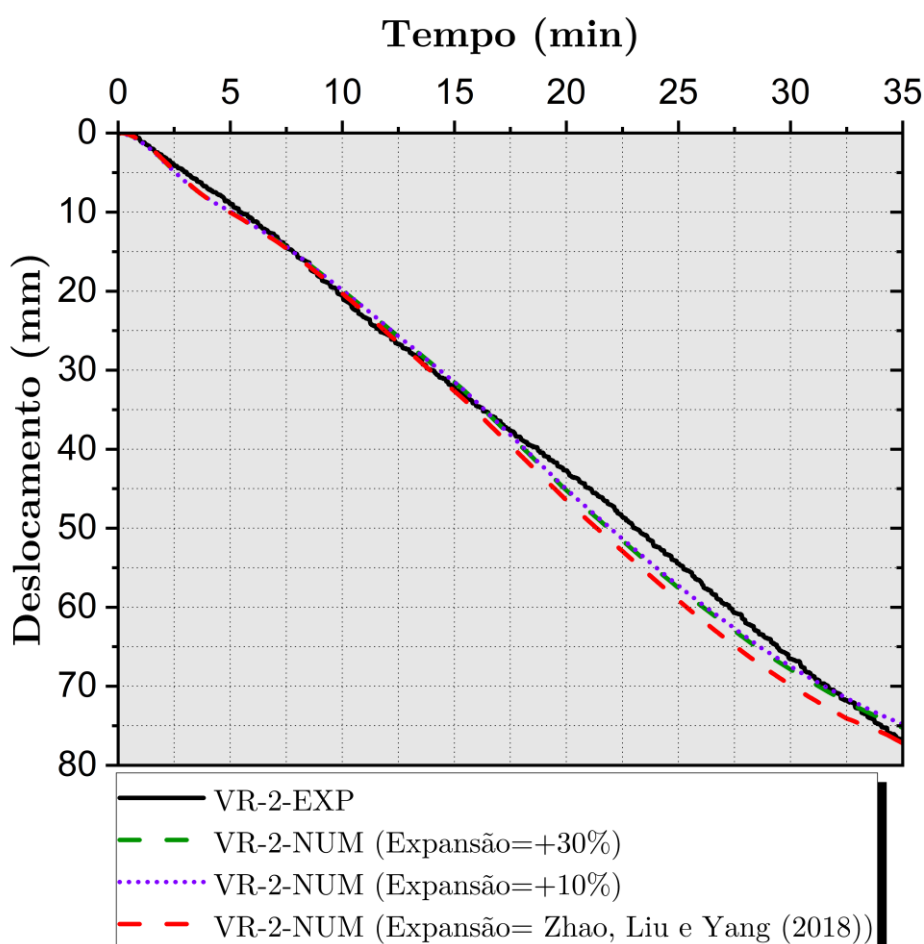
Fonte: O autor

#### 4.4.3.2 VMPR Com concreto produzido a partir de ARCI (VR-2)

Inicialmente, testou-se o que foi proposto por Cuttell *et al.* (1997) e o que propôs Zhao, Liu e Yang (2018) no que se refere à expansão térmica. O gráfico deslocamento no meio do vão x tempo de exposição para cada recomendação pode ser visto na Figura 4.10.

Ambos os modelos possuem comportamento inicial similar, sendo as maiores diferenças observadas a partir dos 15 min de ensaio. Ao comparar com a proposta de Cuttel *et al.* (1997), a de Zhao, Liu e Yang (2018) teve maior deslocamento, se aproximando com maior acurácia do ensaio. Portanto, para este caso, essa proposta foi utilizada para a representação da expansão dos concretos com agregados graúdos reciclados.

Figura 4.10 – Deslocamento em função do tempo de exposição ao incêndio da viga com ARCI de base graúda



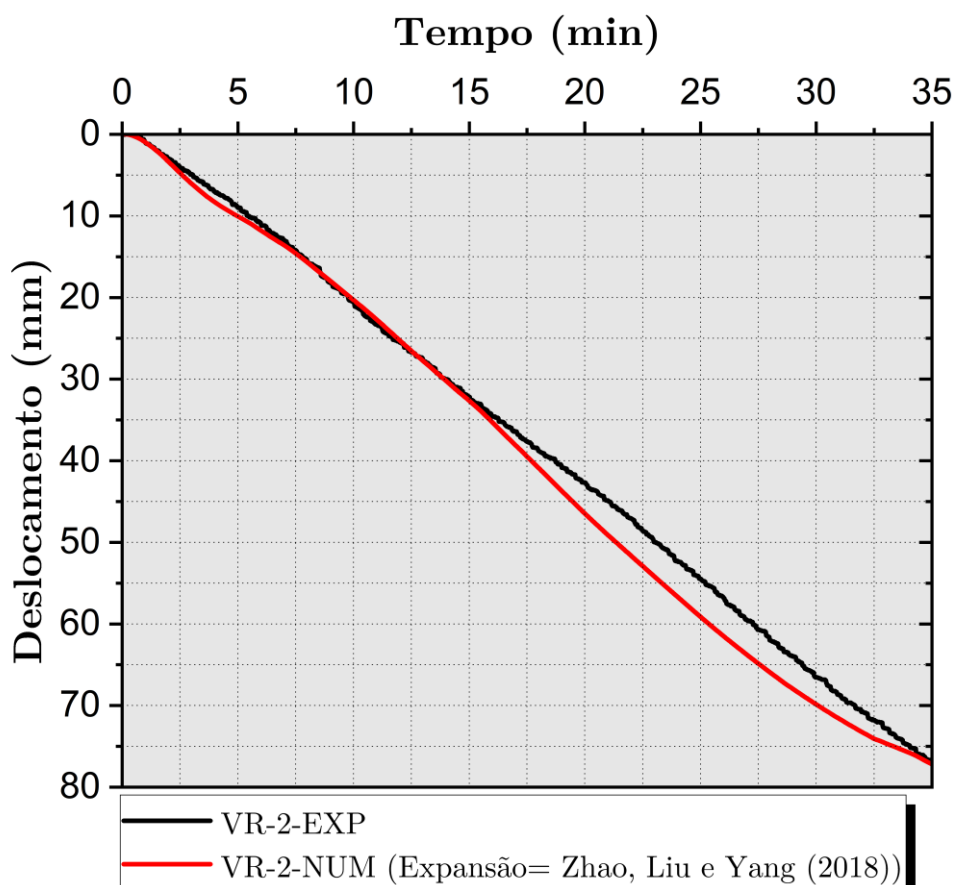
Fonte: O autor

A Figura 4.11 apresenta a comparação entre a proposta definida utilizando o modelo de expansão de Zhao, Liu e Yang (2018) com o modelo experimental. Do mesmo modo que a

VMPR de referência, o modelo numérico da VR-2 apresentou aumento de deslocamento semelhante, exibindo valores maiores até os 5 min e uma oscilação dos 5 aos 15 min, enquanto o modelo experimental teve comportamento de queda linear.

A partir dos 15 min, foi observado um aumento de deslocamento mais acentuado no modelo numérico. Ocorreu uma inflexão da curva, que passou a apresentar aspecto convexo, reduzindo a taxa de deslocamento com o decorrer do tempo. Ao final do ensaio, o deslocamento experimental máximo foi de 77,92 mm enquanto no modelo numérico foi de 77,44 mm, correspondendo a uma diferença de 0,6%. Portanto, o modelo numérico para esta viga se diz calibrado.

Figura 4.11 – Deslocamento em função do tempo de exposição ao incêndio da VMPR com concreto com ARC graúdo



Fonte: O autor

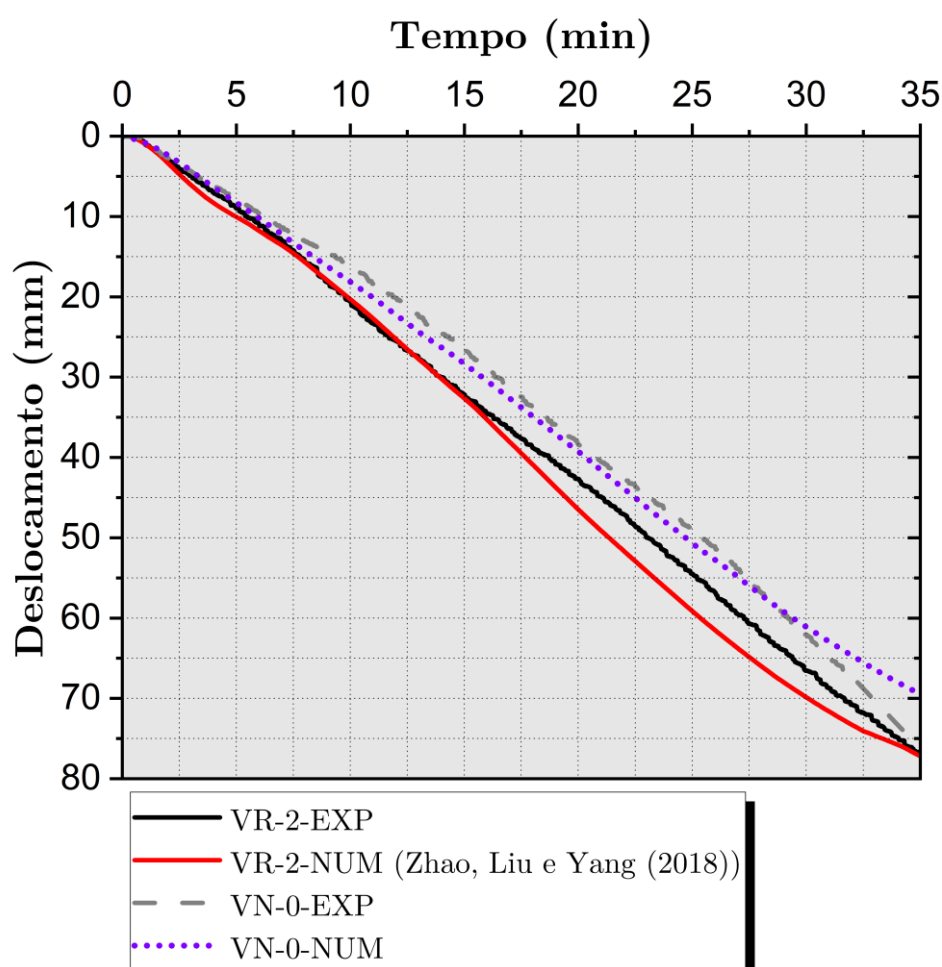
Comparando os dois modelos numéricos, em 35 min, mostrado na Figura 4.12, não foi possível constatar que o campo térmico com temperaturas inferiores, no caso da VR-2-Num, possibilitou um desempenho superior em situação de incêndio. A diferença final entre os modelos numéricos foi maior que a diferença observada entre os modelos experimentais.



O comportamento da curva e o valor de deslocamento ao fim do ensaio foram semelhantes; no entanto, a VR-2-Num apresentou deslocamento final maior. Isso pode ter ocorrido pela influência das características mecânicas inferiores desse concreto.

Apesar de nenhum estudo definir uma janela de temperatura aceitável entre os modelos numérico e experimental, as diferenças de temperatura seguiram o que foi observado em Kodaira *et al.* (2004), Ahn e Lee (2017) e Albero *et al.* (2019). Alguns termopares representaram bem a evolução de temperatura, enquanto outros não. No entanto, foi visto boa congruência entre os modelos termoestruturais, do mesmo modo observado por Kodaira *et al.* (2004), Albero *et al.* (2019), Ahn e Lee (2017) e Piloto *et al.* (2013). A tendência entre todos os estudos foi a mesma; até os 35 min de ensaio, o deslocamento em função do tempo de exposição foi praticamente linear. Logo, o presente estudo está de acordo com o que foi observado na literatura.

Figura 4.12 – Comparação entre os modelos VN-0 e VR-2



Fonte: O autor



## 5 ANÁLISES PARAMÉTRICAS

---

Com base nas informações apresentadas anteriormente, é possível considerar os modelos numéricos como satisfatoriamente consistentes (calibrados), razão pela qual são realizados estudos paramétricos para avaliar a influência de certos parâmetros na resposta estrutural. Trata-se de etapa importante, pois expande o estudo inicial e possibilita a análise de tendências no comportamento que não foram possíveis de observar no ensaio experimental.

Inicialmente, foi avaliada a mesma proposta de elaboração da VR-2, ou seja, concreto produzido a partir de agregados graúdos ARCI, para a elaboração de uma nova viga mista, que consta nos estudos de Simões (2022). A viga em questão é composta com concreto produzido a partir da substituição total dos agregados naturais, tanto graúdo e miúdo, por agregados reciclados cimentícios, a VR-3. Os agregados miúdos provêm da mesma base que o graúdo, sendo a única diferença o tamanho das partículas de cada fração do agregado. Portanto, a utilização dessa metodologia para a representação desse tipo de concreto pode ser válida.

Outra análise paramétrica consistiu em avaliar as vigas à exposição da curva de incêndio-padrão da ISO 834-1:1999, com o tempo de exposição máximo de 4 horas, analisando o gráfico deslocamento no meio do vão x tempo de exposição ao incêndio. Essa análise serviu tanto para expandir o horizonte de tempo de ensaio, de modo a verificar tendências em um tempo de ensaio maior, como também observar um possível tempo de falha para cada viga.

Por último, a viga VR-2 foi modelada com o que a ABNT NBR 15200:2012 propõe para um concreto com agregados naturais, de modo a verificar possíveis diferenças de comportamento térmico e termoestrutural desse concreto com o do modelo proposto, e avaliar a qualidade de resposta da modelagem de um concreto com fração graúda de ARCI com as características térmicas de um concreto com agregados naturais. Devido à falta de informações sobre propriedades térmicas de concreto com agregados reciclados, essa tentativa buscou avaliar a utilização de características térmicas bastante conhecidas para avaliar um tipo de concreto cujas características térmicas ainda não foram totalmente compreendidas.

## 5.1 Modelagem da VMPR com substituição total dos agregados por base reciclada (VR-3)

O primeiro modelo paramétrico realizado, foi o de investigação da possibilidade de simulação de uma viga com todos os agregados, graúdos e miúdos, de origem reciclada. Em Simões (2022), foi executada uma viga mista com essas características, o agregado miúdo foi proveniente de mesma origem que o agregado graúdo reciclado. Desse modo, estima-se que os agregados miúdos podem compartilhar propriedades semelhantes aos agregados graúdos. Além disso, como os agregados graúdos possuem maior influência sobre o comportamento do concreto, a aplicação dessa metodologia para essa viga mista pode ser aceitável.

### 5.1.1 Comportamento térmico VR-3

Dentre as três vigas analisadas, a VR-3 foi a viga que menos apresentou falhas de leitura dos termopares ao longo do ensaio experimental. Portanto, o cálculo das médias de temperatura dos termopares ocorreu com maior frequência. A Figura 5.1 apresenta o comportamento térmico da viga mista VR-3, com os valores experimentais e os numéricos.

Para o termopar 1, o aumento de temperatura foi gradativo, tendo as três seções constatado temperaturas semelhantes durante todo o processo de aquecimento. A maior temperatura notada foi na seção 4, de 193°C, seguida da seção 2 de 180°C e a seção 3 de 178°C. O modelo numérico registrou temperaturas máximas de 216°C.

A maior diferença observada entre o modelo numérico e a temperatura média do experimental foi de 34°C ao final do ensaio, tendo o modelo numérico apresentado tendência de temperatura levemente maiores. Além disso, foi notável a boa tendência numérica em seguir a média do ensaio; desse modo, diz-se que o modelo representou bem o ensaio experimental.

Em relação ao termopar 2, o crescimento de temperatura também foi progressivo, tendo o termopar 2 na seção 3 conferido temperaturas máximas de 169°C, seguido de 163°C na seção 4 e 147°C na seção 2. A diferença máxima entre termopares foi de 33°C aos 32 min. Desse modo, as seções apresentaram boa distribuição de temperatura. A temperatura máxima verificada no modelo numérico foi de 216°C.

A diferença máxima entre o modelo numérico e a média do experimental foi de 53°C, verificada ao final do ensaio. Mais uma vez o modelo numérico apresentou temperaturas mais

elevadas que o experimental. No entanto, o modelo capturou a tendência de evolução das temperaturas, representando razoavelmente bem este termopar.

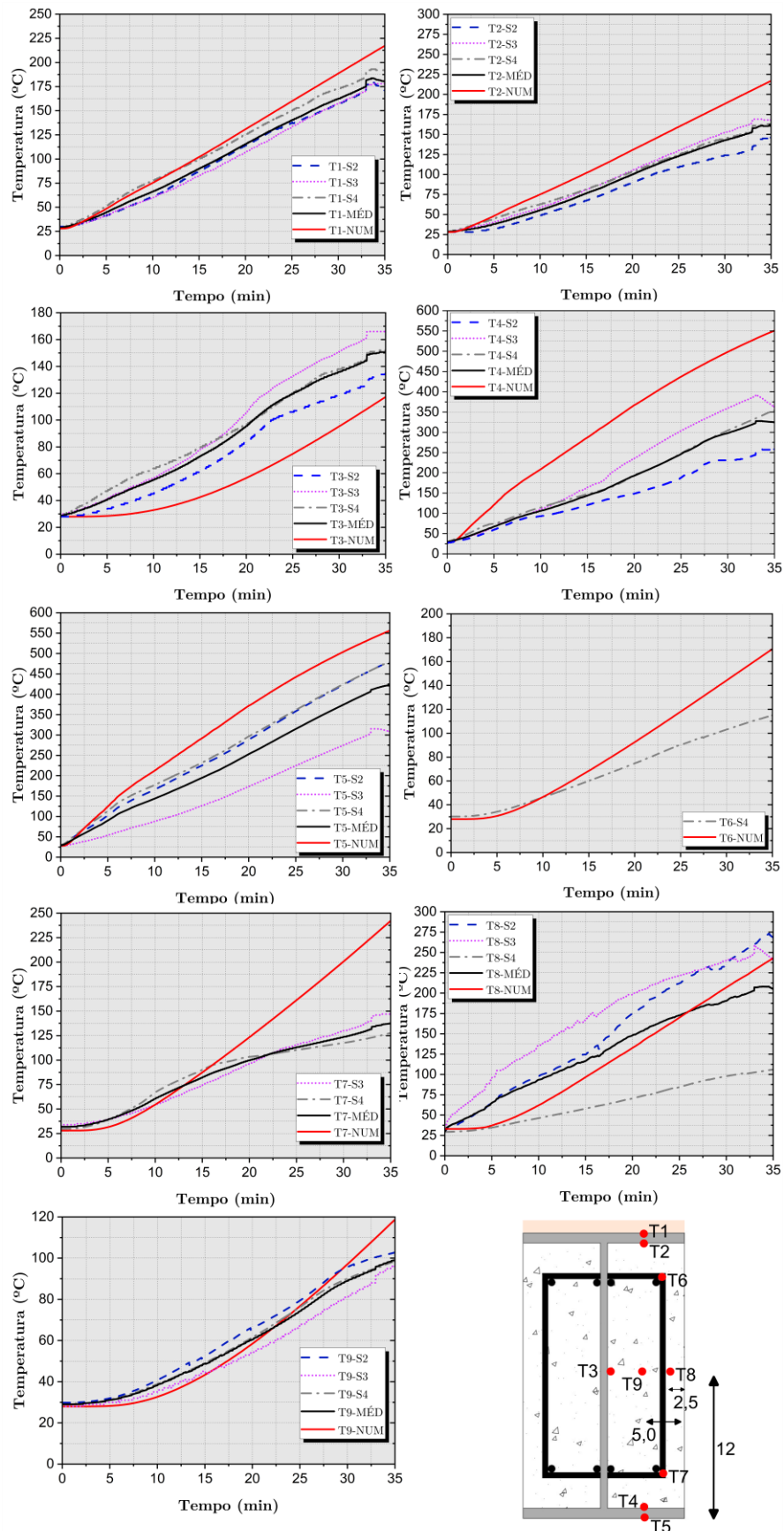
Sobre o termopar 3, a progressão de temperatura apresentou certa não linearidade, comportamento verificado próximo aos 100°C, sendo a temperatura máxima de 166°C na seção 3, seguida de 149°C na seção 4 e 133°C na seção 2. A diferença máxima medida entre as seções foi de 40°C aos 33 min. A maior temperatura medida numericamente foi de 116°C.

A maior diferença conferida entre a média do ensaio experimental e do modelo numérico foi de 42°C. Neste ponto, as simulações das outras duas vigas anteriores (VN-0 e VR-2) apresentaram o mesmo comportamento, com valores de temperatura mais baixos que o ensaio experimental. Por outro lado, o desempenho do modelo numérico neste ponto foi razoável, representando com certa precisão a elevação gradual da temperatura da seção 2. A convergência neste ponto foi aceitável.

Em relação ao termopar 4, este apresentou crescimento de temperatura gradual até em torno de 150°C, tendo a seção 2 uma leve mudança de comportamento ao cruzar a faixa de 100°C; acima desse valor a temperatura apresentou crescimento mais acelerado. A maior temperatura observada no experimental foi de 388°C, na seção 3, seguido de 354°C na seção 4 e 258°C na seção 2; logo, a diferença de aquecimento entre as seções foi de 130°C. A temperatura máxima do modelo numérico foi de 550°C.

A maior diferença entre modelo numérico e a média do estudo experimental foi da ordem de 226°C. Neste ponto, as outras duas vigas analisadas também apresentaram valores superiores as temperaturas experimentais. Desse modo, o modelo numérico não conseguiu representar bem a tendência de aquecimento deste ponto.

Figura 5.1 – Comportamento térmico VR-3



Fonte: O autor

Sobre o termopar mais exposto, o termopar 5, foi observado um crescimento de temperatura linear durante todo o ensaio, no entanto os valores de temperatura entre os valores do terço médio e no meio do vão foram bastante heterogêneos. A temperatura máxima nos terços médios, nas seções 2 e 4, foi praticamente idêntica, próxima de 477°C. A seção 3 aqueceu menos, com temperatura de 306°C; portanto, houve diferença de 170°C entre as seções. Novamente, o modelo numérico apresentou temperaturas mais elevadas, da ordem de 555°C.

A maior diferença entre o valor de temperatura média obtida experimentalmente e do modelo numérico foi de 111°C. Ao final do ensaio, no entanto, a diferença entre o modelo numérico e os termopares nas seções mais aquecidas no estudo experimental, (seções 2 e 4) foi de 100°C. Desse modo, o modelo numérico não representou bem a evolução de temperatura deste ponto. Essa diferença ainda foi ampliada, devido à seção 3 apresentar comportamento bastante distoante quando comparado à seção 2 e 4, o que fez o valor médio reduzir significativamente.

Em relação ao termopar 6, apenas um não falhou. Na seção 4, a temperatura máxima do ensaio experimental foi de 115°C, enquanto no modelo numérico foi de 170°C. Desse modo, a diferença máxima de temperatura foi de 55°C. Portanto, verificou-se que neste ponto o modelo numérico não representou bem a evolução de temperatura do experimento.

O termopar 7 apresentou uniformidade de aquecimento entre as seções 3 e 4; a medição na seção 2 falhou. A seção 3 apresentou a maior temperatura, de 150°C, seguida da seção 4 com 128°C. O modelo numérico apresentou temperatura máxima de 241°C. A diferença máxima observada entre o modelo numérico e o estudo experimental foi de 91°C ao final do ensaio.

Observando a curva de aquecimento do modelo matemático, constatou-se a boa concordância entre as curvas até parte do terço final do ensaio. No experimento, ao cruzar a barreira dos 100°C, é percebida uma leve queda da taxa de aquecimento das seções, enquanto que no modelo numérico é observado um grande aumento de temperatura. Desse modo, o modelo numérico representou bem o ensaio até os 20 min, após esse tempo, as temperaturas medidas passaram a divergir.

Em relação ao termopar 8, foi observada distribuição de temperatura heterogênea entre as seções, não sendo possível verificar uma tendência estável de aumento de temperatura. A

temperatura máxima da seção 2 foi de 270°C, da seção 3 foi de 256°C e a da seção 4 foi de 106°C; portanto a maior diferença entre as seções foi de 164°C. A temperatura máxima verificada no modelo numérico foi de 232°C.

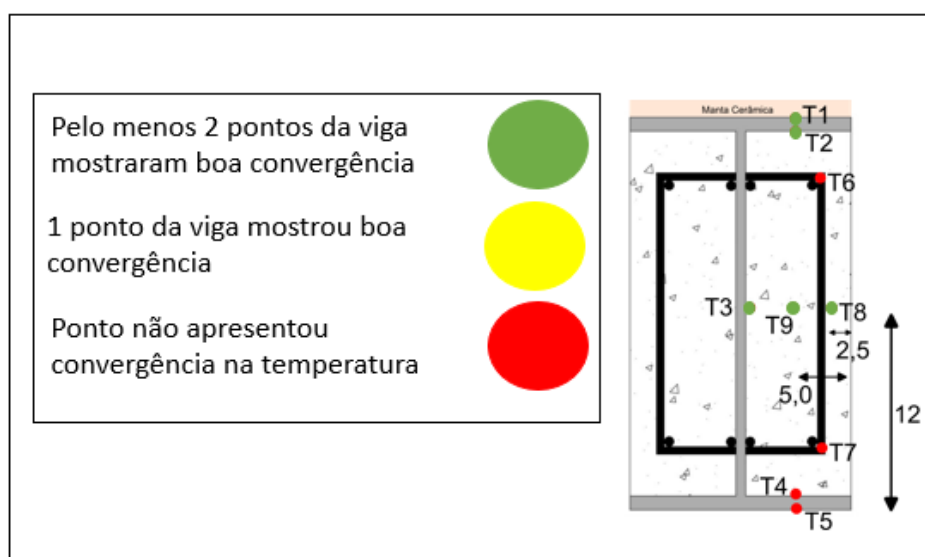
A maior diferença entre as temperaturas do modelo numérico e o valor médio das seções foi de 32°C, aos 20 min de ensaio. Constata-se que, apesar da evolução das temperaturas apresentarem comportamentos diferentes, o modelo numérico foi capaz de representar a evolução de temperatura média com diferença máxima de 31°C.

Em relação ao último ponto, o termopar 9, foi observada boa uniformidade de aquecimento entre as curvas. No ensaio experimental, a temperatura máxima observada na seção 2 foi de 105°C e na seção 3 de 96°C e na seção 4 de 99°C, portanto a maior diferença foi de 9°C. O modelo numérico registrou temperatura máxima de 118°C.

A diferença máxima entre o modelo numérico e a média de temperatura do estudo experimental foi de 9°C aos 35 min do ensaio. Esse ponto alcançou boa congruência numérica. Portanto, diz-se que o modelo numérico representou bem a evolução de temperatura neste termopar. A Figura 5.2 mostra o resumo do desempenho do modelo numérico em representar o ensaio da VR-3.

Por fim, verifica-se que a maior parte dos termopares analisados apresentou boa convergência, tendo cinco medições com boa convergência e quatro pontos que não apresentaram boa convergência.

Figura 5.2 – Resumo do comportamento dos termopares



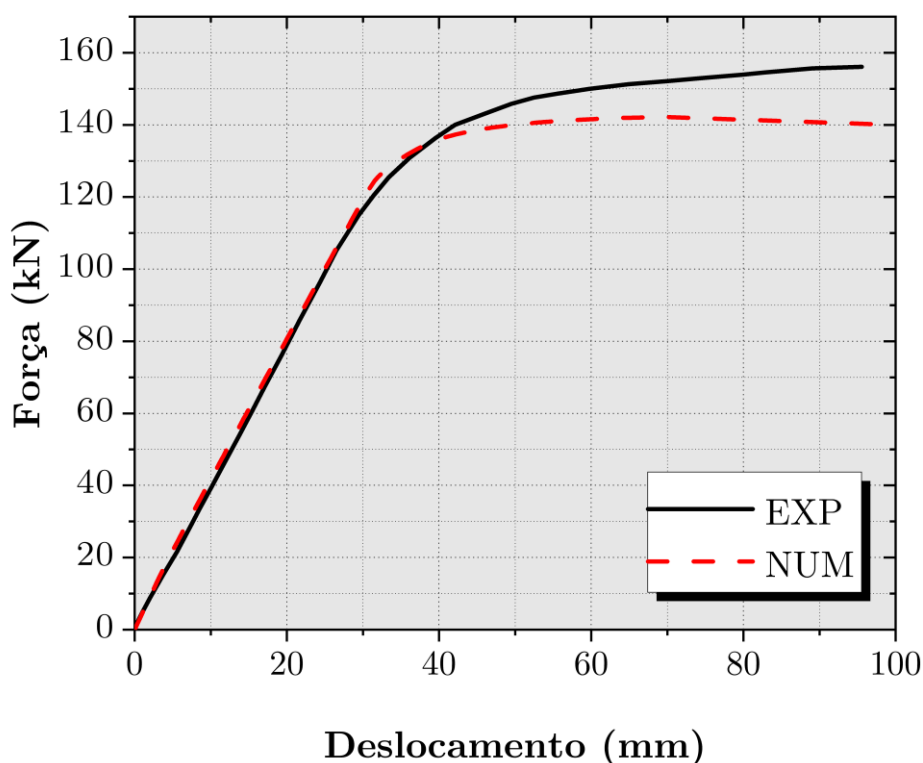
Fonte: O autor



### 5.1.2 Comportamento termomecânico VR-3

Com o campo térmico obtido numericamente, partiu-se para o modelo termoestrutural da VR-3, considerando o comportamento tensão x deformação do concreto correspondente, C7, já mostrado na Figura 3.15 e utilizando-se da mesma metodologia de representação do comportamento mecânico da VR2. Antes de prosseguir, será apresentada a calibração mecânica, ilustrada na Figura 5.3.

Figura 5.3 – Calibração mecânica VR-3



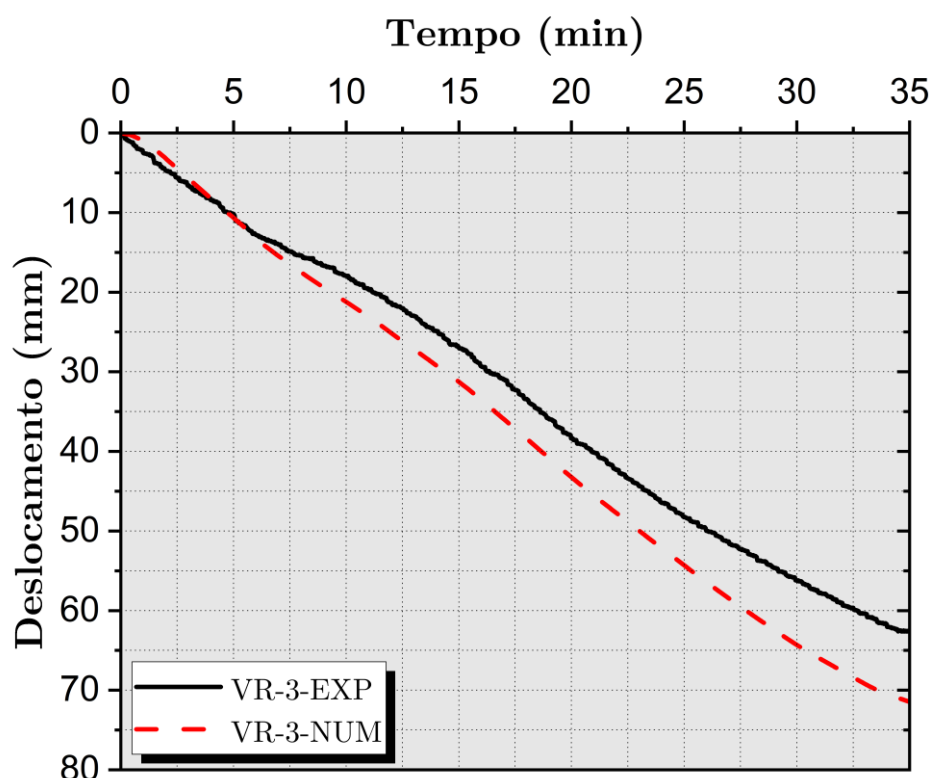
Fonte: O autor

Pela Figura 5.4, percebe-se um comportamento mais rígido no início do ensaio, além disso o aumento de deslocamento é linear em todo período analisado, da mesma forma que o ensaio experimental. Até os 6 minutos de ensaio houve boa convergência. A partir desse ponto, o ensaio experimental passou a apresentar aumento de deslocamento em uma menor velocidade, enquanto o modelo numérico continuou com a mesma taxa de incremento de deslocamento.

Ao fim do ensaio a viga apresentou um deslocamento de 62 mm, enquanto o numérico apresentou deslocamento de 71 mm, ou seja, 14% maior. Avaliando o comportamento global, o modelo numérico se apresenta a favor da segurança, já que promoveu um maior deslocamento no meio do vão. Por fim, pela boa representação da queda de rigidez no início

do ensaio, pela captação do mesmo comportamento convexo e por não se distanciar de maneira excessiva da curva experimental, há uma tendência em poder simular esse tipo de estrutura com os parâmetros térmicos utilizados. No entanto, cabe ressaltar que das três vigas inicialmente analisadas, essa apresentou maior diferença percentual de deslocamento.

Figura 5.4 – Deslocamento em função da exposição ao incêndio da VR-3



Fonte: O autor

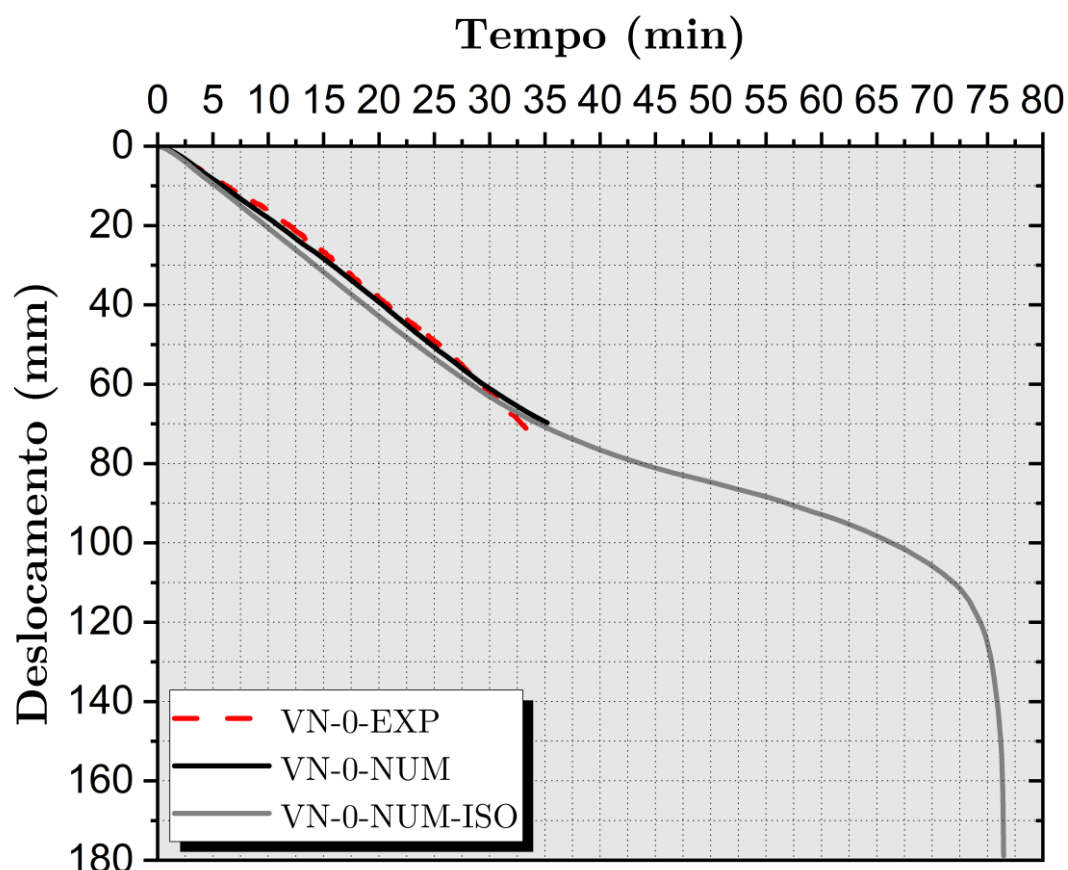
## 5.2 VMPR – VN-0 submetidas à curva ISO 834-1:1999

A Figura 5.5 apresenta a viga mista de referência submetida à curva de incêndio-padrão ISO 834-1:1999. Pela maior intensidade dessa curva de temperatura, como era esperado, o comportamento termoestrutural apresentou um aumento de deslocamento no meio do vão um pouco maior do que a curva do modelo numérico com 35 min de duração. O comportamento do deslocamento foi linear até em torno de 30 min, logo após ocorre uma inflexão da curva, passando a apresentar comportamento convexo.

Além disso, após 30 min, notou-se que a viga apresentou crescimento de deslocamento muito menor. Isso ocorre pelo fato de que após 30 min, a curva ISO 834-1:1999 reduz muito de inclinação, enquanto isso as temperaturas na viga tendem a se homogeneizar, com isso o gradiente térmico é reduzido e a curva tende a ficar horizontal, culminando com a falha do

elemento em torno de 75 min. Também foi constatado um comportamento assintótico ao eixo y durante a falha da viga, típica formação de rótula plástica. Além disso, não foi possível identificar o tempo de resistência ao fogo com base nos critérios da ISO 834-1 (1999), o deslocamento máximo foi de 251,84 mm e taxa de deslocamento máxima de 11,19 mm/min.

Figura 5.5 – Deslocamento da viga de referência em função do tempo de exposição à ISO 834-1:1999

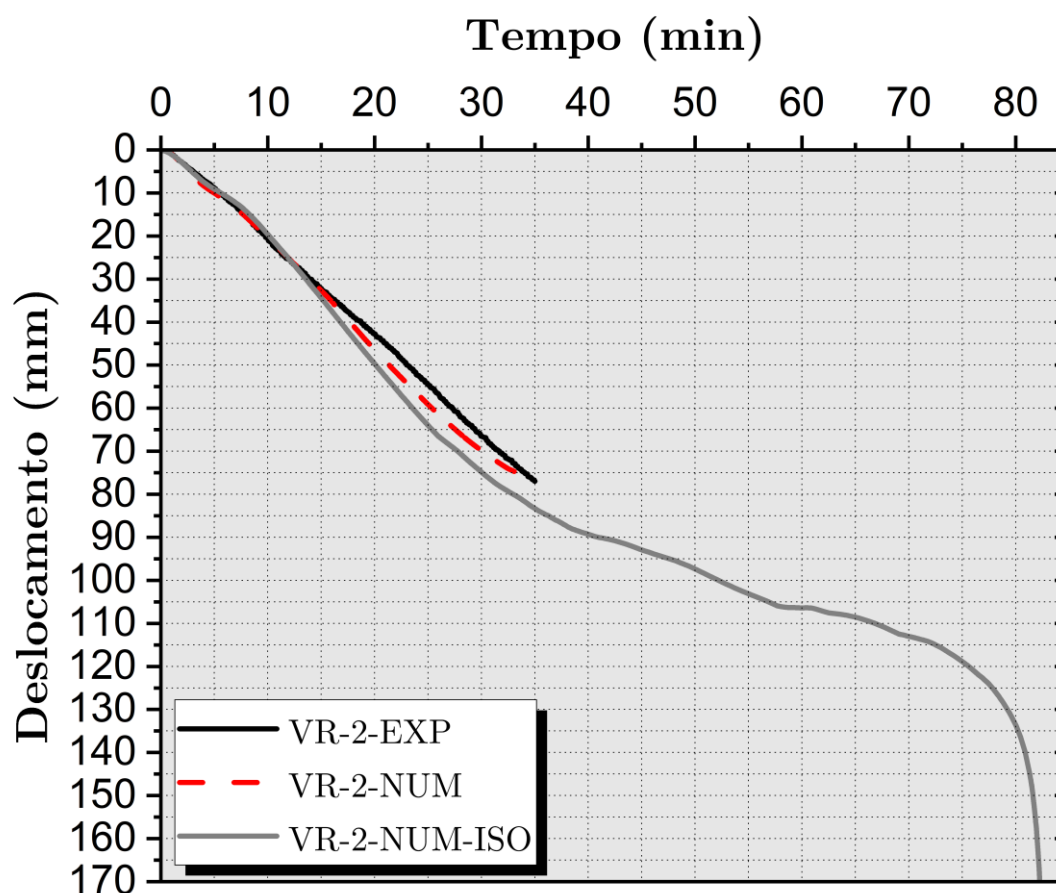


Fonte: O autor

### 5.3 VMPR – VR-2 submetidas à curva ISO 834-1:1999

O comportamento da VR-2 quando submetida à curva de incêndio-padrão ISO 834-1:1999 pode ser observado na Figura 5.6. Verificou-se que o aumento de deslocamento é análogo à viga de referência, no entanto o ponto de falha acontece em torno de 5 min após a VN-0, ou seja, o modelo indica que essa viga demorou mais a falhar, demonstrando tendência a comportamento termoestrutural superior.

Figura 5.6 – Deslocamento da VMPR VR-2 em função do tempo de exposição à ISO 834-1:1999

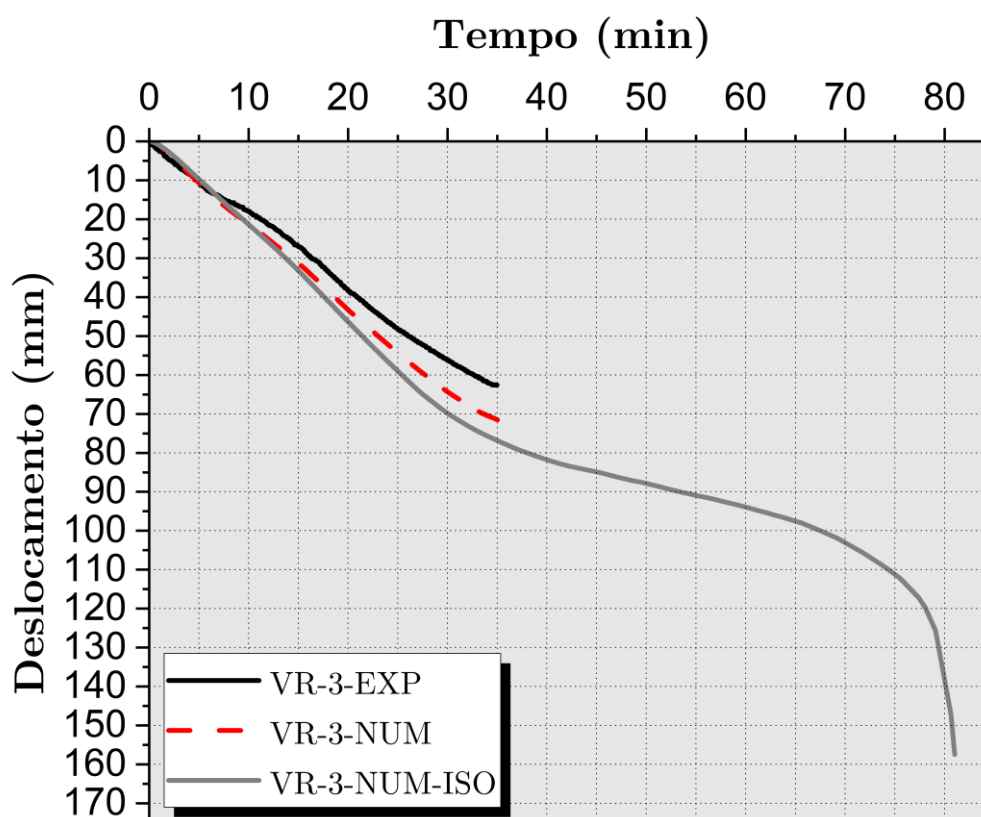


Fonte: O autor

#### 5.4 VMPR – VR-3 submetidas à curva ISO 834-1:1999

Por fim, a curva de temperatura da ISO 834-1:1999 foi adotada para verificar o possível ponto de falha da VR-3. Conforme mostrado na Figura 5.7, comprovou-se um comportamento semelhante as vigas VN-0 e VR-2. Ocorreu uma redução da perda de rigidez em torno de 40 min e após 75 min o deslocamento aumentou abruptamente. Percebe-se que a viga falhou em torno dos 82 min.

Figura 5.7 – Deslocamento da VMPR VR-3 em função do tempo de exposição à ISO 834-1:1999



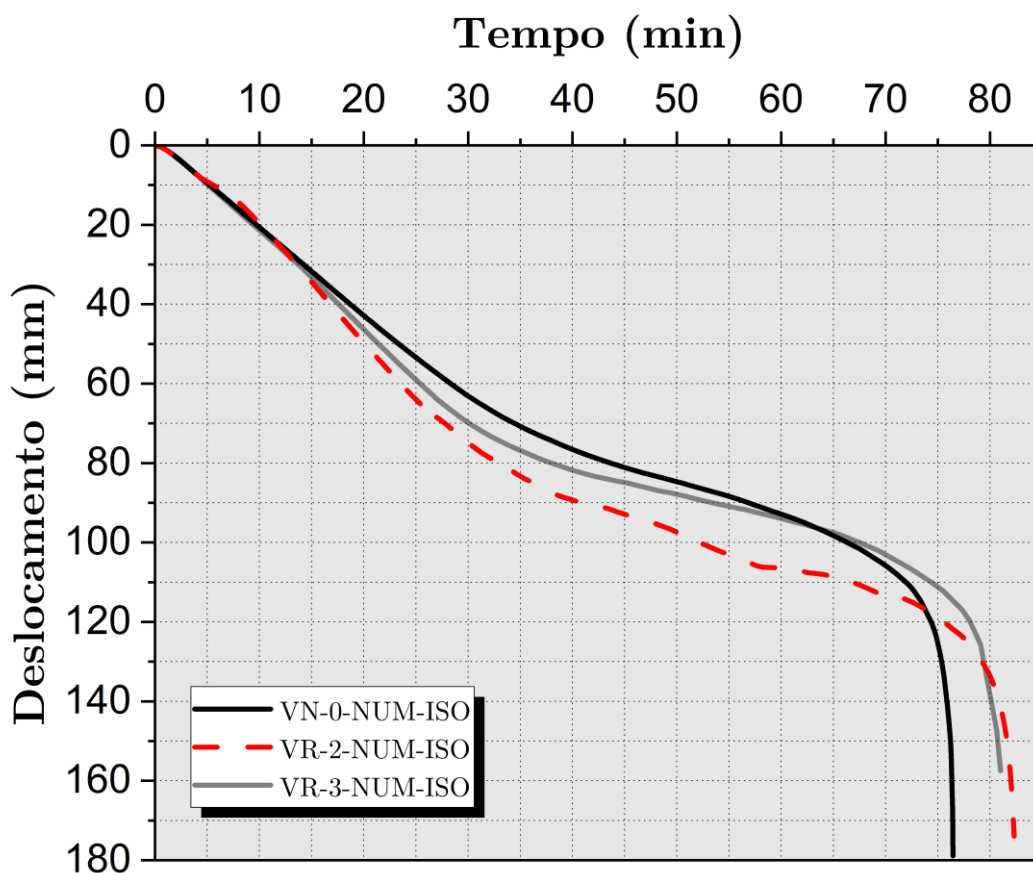
Fonte: O autor

### 5.5 Desempenho termoestrutural das três vigas

Em relação ao comportamento termoestrutural das três vigas, apresentado na Figura 5.8, notou-se aumento de deslocamento no meio do vão análogo até os 15 min; após esse período, a VR-2 teve maior deslocamento em relação às outras duas vigas. A viga de referência, no geral, apresentou maior rigidez, no entanto suportou o menor tempo em situação de incêndio.

Por apresentar características mecânicas inferiores, as vigas com agregados reciclados apresentaram maior deslocamento e maior perda de rigidez. No entanto, exibiram a tendência de suportar maior tempo em temperaturas elevadas antes de falhar. A menor distribuição de temperatura pode ter tido impacto positivo no tempo de resistência ao fogo, devido à condutividade inferior e ao calor específico superior. Portanto, numericamente, foi verificado o impacto positivo da substituição desse material em situação de incêndio.

Figura 5.8 – Deslocamento das VMPR em função do tempo de exposição à ISO 834-1:1999



Fonte: O autor

Em relação ao incremento de deslocamento com o decorrer do tempo de incêndio, Kodaira *et al.* (2004), Albero *et al.* (2019) e Ahn e Lee (2017) observaram o mesmo comportamento. No início, o comportamento foi praticamente linear e gradual, após algum tempo apresentou inflexão na curva, passando a apresentar aspecto côncavo seguido de uma redução da queda de rigidez com o aumento da curvatura; logo depois ocorreu um aumento considerável do deslocamento, com as vigas apresentando uma falha dúctil.

O perfil metálico governou a falha tanto no ensaio mecânico em temperatura ambiente quanto em temperaturas elevadas. Portanto, fazendo uso dessa estratégia, o principal ponto foi atingido, isto é, a proteção térmica do concreto fornecida ao aço aumenta consideravelmente o tempo de falha e a aplicação de ARCI possuiu a tendência de melhorar o comportamento termomecânico da viga.

Os deslocamentos analisados demonstram um comportamento coerente entre si. Essa consistência pode ser verificada nas relações estabelecidas entre os deslocamentos ao longo do tempo. Além disso, os resultados dos estudos observados na literatura corroboram com

estudos anteriormente mencionados. Isso reforça a validade e a confiabilidade dos achados deste estudo.

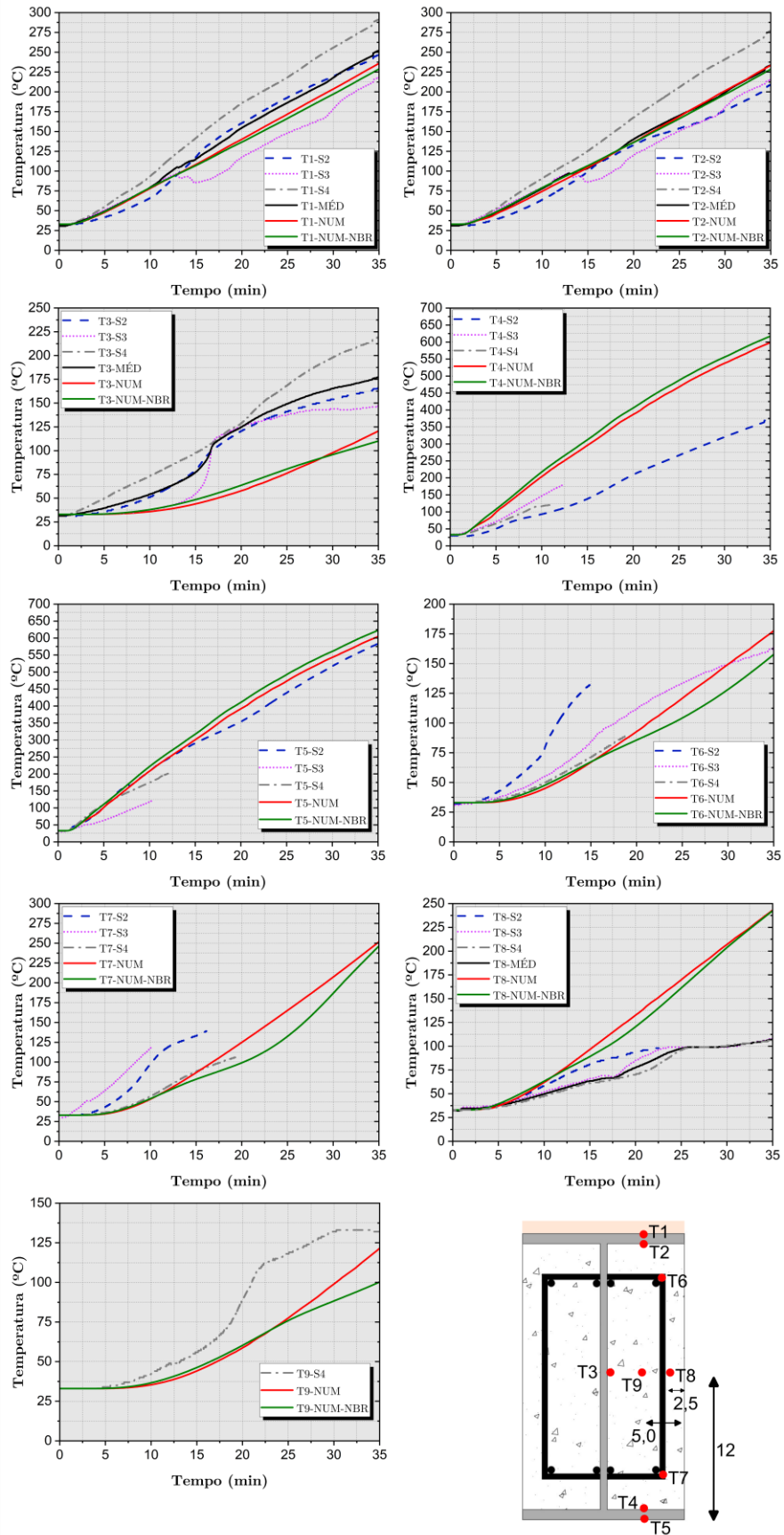
#### 5.6 Utilização da ABNT NBR 15200:2012 para representar o concreto com ARCI

Nesse modelo paramétrico, procurou-se verificar a aplicabilidade das características térmicas do tipo de concreto apresentado na ABNT NBR 15200:2012 para o concreto com agregados graúdos cimentícios utilizados na VR-2. Buscou-se avaliar a previsão do comportamento térmico fazendo uso da curva do forno da respectiva viga e, no termomecânico, foi utilizada a curva incêndio-padrão da ISO 834-1:1999. O comportamento térmico desse modelo pode ser observado na Figura 5.9.

Pela figura, é possível perceber que nas zonas em que há influência do aço do perfil metálico nos termopares, há quase uma sobreposição entre as curvas de temperatura das vigas analisadas. Na região em que não há tanta influência do perfil, ou seja, nas regiões onde estão posicionados os termopares 6,7,8 e 9, as diferenças são maiores. Também é possível observar a sensibilidade de temperatura com os parâmetros do código brasileiro ao cruzar a faixa dos 100°C, fato este devido à correção da umidade de 3,79 % no calor específico.

As diferenças entre os dois modelos estão relacionadas ao calor específico e a condutividade térmica, como pode ser observado na Figura 5.10. Para concretos com ARCI o calor específico apresentado por Zhao, Liu e Yang (2018) é maior em boa parte do gráfico, enquanto a condutividade proposta pelos autores é ligeiramente maior que a da ABNT NBR 15200:2012. Por fim, observa-se boa correlação entre os dois modelos analisados, para o tempo de 35 min.

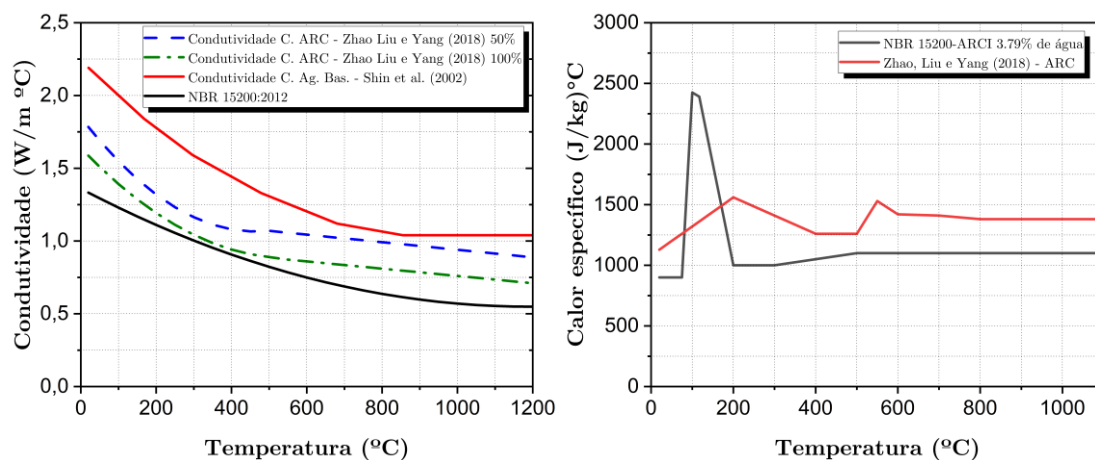
Figura 5.9 – Modelo térmico paramétrico



Fonte: O autor



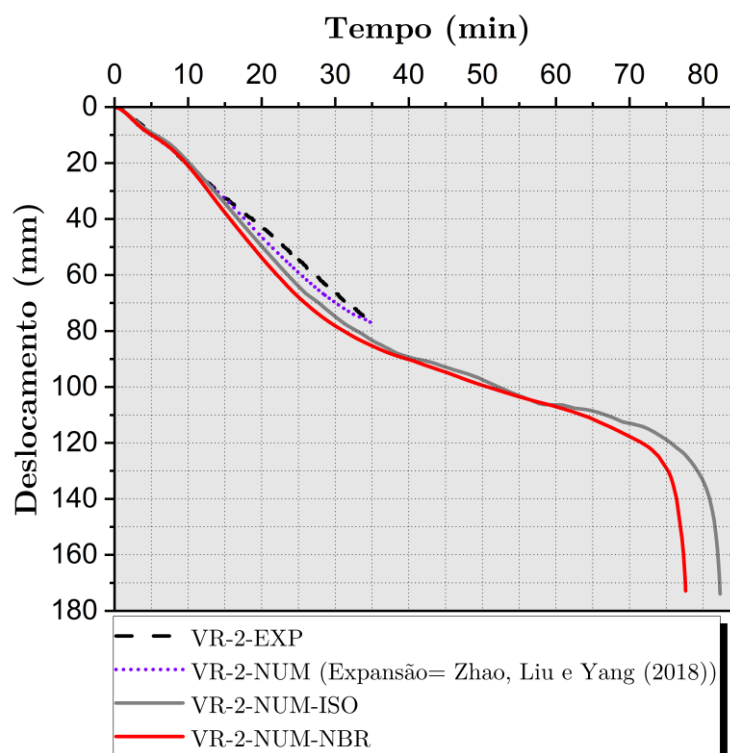
Figura 5.10 – Calor específico e condutividade dos modelos de Zhao, Liu e Yang (2018) e o da ABNT NBR 15200:2012



Fonte: O autor

Em relação ao modelo termomecânico com os dados térmicos da ABNT NBR 15200:2012, mostrado na Figura 5.11, percebe-se grande semelhança entre as curvas com os dados térmicos de Zhao, Liu e Yang (2018), em que o aumento de deslocamento inicial é praticamente o mesmo.

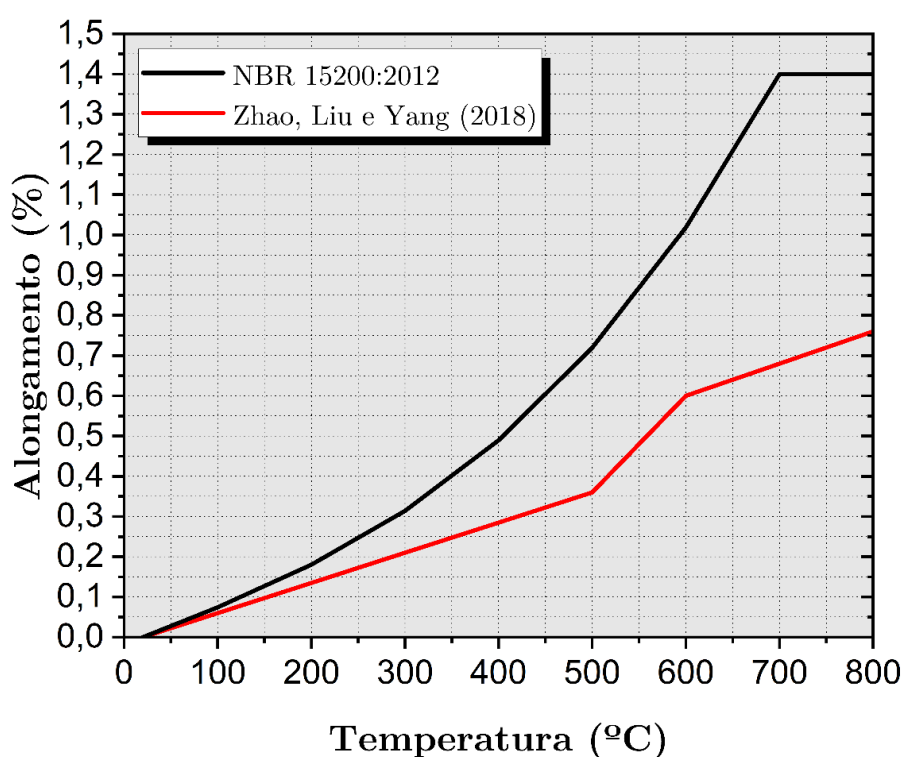
Figura 5.11 – Deslocamento do modelo termomecânico com os dados da ABNT NBR 15200:2012



Fonte: O autor

Seguindo para a região próxima ao fim do tempo da modelagem, verifica-se que a falha da VR2-NUM-NBR ocorre antes da VR2-NUM-ISO. Esse fato pode ser explicado pelo maior aquecimento da VR2-NUM-NBR para períodos superiores a 35 min e pela maior expansão térmica, que pode ser observada na Figura 5.12. Por fim, observa-se indícios de que, para vigas mistas, a utilização dos parâmetros térmicos contidos na ABNT NBR 15200:2012 consegue representar, a favor da segurança, o desempenho de concretos com agregados graúdos reciclados cimentícios.

Figura 5.12 – Expansões térmicas proposta para o ARC de Zhao, Liu e Yang (2018) e o que propõe a ABNT NBR 15200:2012



Fonte: O autor

## 5.7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Em relação ao primeiro modelo paramétrico, utilizar a metodologia de um concreto com agregados graúdos reciclados em uma viga com todos os agregados reciclados, verifica-se que o comportamento térmico (numérico x experimental) não teve alterações significativas em relação aos outros concretos. A exceção do termopar 9, todos os termopares sem contato com o perfil metálico continuaram apresentando as maiores diferenças de temperatura. Do mesmo modo que as vigas anteriores, os pontos mais internos podem ter sido consideravelmente influenciados pela umidade, que nessa viga foi de 5,71%, observando a tendência de queda de temperatura em torno dos 100°C nos termopares 6, 7 e 9.

Em relação ao modelo termomecânico dessa viga, observou-se que ela obteve a maior diferença em termos percentuais às outras vigas analisadas, no entanto a metodologia pode ser considerada aceitável. A curva numérica captou a tendência linear de aumento de deslocamento e a diferença final foi da ordem de 14%.

Em relação as VMPR submetidas à curva de incêndio-padrão, verifica-se que a viga VN-0 apresentou melhor desempenho estrutural até os 65 min de exposição. Esse melhor desempenho deve-se as características mecânicas superiores. Entretanto, esse elemento apresentou o menor tempo de resistência entre todas as vigas.

Em relação à viga com maior deslocamento, em 1h de exposição, a VR-2 apresentou deslocamento apenas 15% maior em relação a VN-0, indicando que apesar do agregado reciclado ser mais deformável, ainda possui bom desempenho mecânico. Além disso, a VR-2 apresentou tempo resistência maior que a viga de referência, o que indica que a substituição foi benéfica.

No que se refere à VMPR VR-3, ela apresentou melhor comportamento termomecânico quando comparada à viga VR-2 e VN-0. Portanto, a substituição total dos agregados, miúdo e graúdo por agregados reciclados pode melhorar ainda mais a capacidade de resistência ao incêndio de uma VMPR. Como o comportamento térmico dessa viga é semelhante ao da VR-2, as diferenças observadas podem ser atribuídas ao comportamento mecânico da VR-3 ser superior ao da VR-2.

Por fim, a proximidade observada em relação ao campo térmico da VR-2 ser modelado via metodologia da ABNT NBR 15200:2012, indica proximidade de características térmicas entre os concretos. Em relação ao modelo termoestrutural, a viga VR-2-NUM-NBR, com os parâmetros térmicos da norma brasileira, apresentou desempenho similar à VR-2-ISO, o que reforça que a semelhança do campo térmico provocou comportamento termomecânico análogo. Além disso, a aplicação dessa metodologia pode estar a favor da segurança, vista a falha prematura em relação a VR-2-ISO.

## 6 CONCLUSÕES

---

A gestão dos resíduos de construção e demolição (RCD) além de ser uma questão de responsabilidade social, auxilia na busca de uma economia circular, reduzindo a extração de matéria prima da natureza e a quantidade de resíduos destinados a aterros sanitários. Existe uma parte do RCD que ainda pode ser utilizada em funções nobres, por exemplo, a estrutural. Desse modo, a substituição dos agregados naturais por agregados de origem reciclada tem se mostrado importante na busca de uma maior sustentabilidade.

Este trabalho teve o objetivo principal de estudar numericamente, o comportamento termoestrutural de vigas mistas parcialmente revestidas de aço e concreto produzido com agregado reciclado. Assim, foram realizadas duas etapas de revisão bibliográfica, análise numérica de viga mista em temperatura ambiente, análise numérica de viga mista em situação de incêndio, e por fim, foram elaborados modelos paramétricos.

A partir da primeira etapa de revisão bibliográfica, observou-se que o perfil metálico guia o comportamento da estrutura tanto em temperatura ambiente, quanto em situação de incêndio e existem diferentes maneiras de revestir o perfil metálico. Além disso, foram estudadas as características do agregado reciclado no estado endurecido e em situação de incêndio, em que foi percebido a grande variabilidade de propriedades, principalmente devido à origem do material.

Apesar dessa variabilidade, os agregados reciclados apresentam certas propriedades em comum, como a maior porosidade e necessidade de pré-molhagem, sendo um dos motivos para uma maior umidade desse tipo de concreto. Além disso, constata-se menor resistência mecânica, que ocasiona uma menor rigidez e maior deformabilidade. No entanto, esse agregado apresenta a tendência de possuir características superiores em situação de incêndio, visto sua menor expansão térmica, menor condutividade e maior calor específico quando comparado a maioria dos agregados naturais. Por fim, em contexto global, o comportamento desse material é comparável à de um concreto normal, podendo ser realizada a substituição de até 100% dos agregados naturais, desde que os ensaios pertinentes à caracterização desse material sejam realizados.

Na segunda etapa da revisão bibliográfica, foi constatado que o tema além de ter relevância, visto os periódicos importantes que publicam sobre, é um campo ativo de pesquisa e que precisa ser mais estudado. Em relação as técnicas de modelagem, foi observado que o

comportamento térmico do concreto e a interação desse material com o aço é complexo de ser previsto.

A umidade tem grande influência no comportamento térmico e existem ramos que buscam maneiras de representar numericamente este fato. No entanto, não foi observado um estudo consolidado acerca de modelagem numérica totalmente acoplada, boa parte da literatura que envolve o tema utiliza-se de simulações de transferência de calor simplificadas acopladas a um modelo mecânico, originando o termoestrutural sequencialmente acoplado. Ainda assim, este último, é um problema de convergência numérica complexa.

Um dos maiores desafios encontrados no estudo, e possivelmente, a maior limitação, foi a simulação térmica do ensaio termoestrutural. A limitação do experimento em 35 minutos dificultou uma análise global. Na literatura, é comum observar tempos de análise de pelo menos duas horas.

As maiores barreiras do estudo base foram de aparatos técnicos, além da própria dificuldade de posicionamento e garantia de fixação dos termopares. Adicionalmente, existem as limitações do modelo térmico proposto e a carência de características térmicas na literatura para o concreto com agregados reciclados cimentícios.

Nos resultados, foram verificadas boas correlações entre o experimental e o modelo numérico, esse feito muito se deve ao aço, que é um elemento com características bastante definidas e governa boa parte da simulação. O papel principal do concreto é a proteção térmica. A influência do agregado reciclado na distribuição de temperatura foi notada, apresentando valores ligeiramente inferiores ao do concreto de referência.

O modelo numérico foi capaz de prever o comportamento de VMPR aço-concreto com substituição total dos agregados. Além disso, o modelo termomecânico sem não-linearidade de contato e sem não-linearidade geométrica trouxe bons resultados em um tempo consideravelmente menor, quando comparados a modelos mais complexos.

Após a calibração numérica, constatou-se que os elementos com agregados reciclados apresentaram menor resistência mecânica em temperatura ambiente, no entanto a diferença foi pequena e não inviabiliza a total substituição. Em situação de incêndio, essa tendência foi mantida, entretanto em modelos paramétricos, adicionando a curva incêndio-padrão, o concreto com ARCI apresentou propensão de desempenhar, em vigas mistas, um

comportamento superior em relação a um concreto com agregados naturais, em relação ao tempo de falha.

Em relação ao último modelo paramétrico, referente a utilização de propriedades térmicas da ABNT NBR 15200:2012, os resultados foram semelhantes aos propostos na literatura para o ARCI graúdo. Isso pode ser um indício de que as propriedades térmicas desses materiais possuem pequena variação, tendo o agregado reciclado uma leve vantagem térmica em relação aos naturais. Além disso, a utilização de parâmetros normativos consolidados pode estar a favor da segurança, de maneira a viabilizar um uso universalizado, tendo em vista os comportamentos termomecânicos apresentarem similaridade.

Desse modo, considera-se que os objetivos específicos propostos foram alcançados e que os resultados corroboram com o que foi observado na literatura.

## 5.8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com o propósito de incentivar e ampliar o campo de estudos no que se refere ao comportamento de elementos mistos aço e concreto com agregados reciclados em situação de incêndio, apresenta-se em seguida algumas sugestões para trabalhos futuros:

- a) Ampliar a investigação numérica para o comportamento mecânico residual pós-incêndio;
- b) Aumentar a contribuição estrutural do concreto no sistema, dessa vez utilizando o concreto com agregados reciclados em pisos mistos de pequena altura;
- c) Ampliar o estudo para a utilização de outros agregados reciclados, como por exemplo os mistos, de modo a verificar a tendência observada;
- d) Utilizar a metodologia proposta em trabalhos experimentais de outros autores, para verificar a consistência da metodologia proposta;
- e) Efetuar a caracterização das propriedades mecânicas e térmicas de um lote de agregados reciclados e utilizar como parâmetros de entrada para investigação do comportamento termoestrutural de algum elemento estrutural;
- f) Realizar a simulação térmica em softwares fluidodinâmicos, de modo a captar a diferença de aquecimento entre seções.

## REFERÊNCIAS

---

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 7007**: Aço-carbono e aço microligado para barras e perfis laminados a quente para uso estrutural - Requisitos. Rio de Janeiro: ABNT, 2016.

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 14323**: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio. Rio de Janeiro: ABNT, 2013.

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 15112**: Resíduos da construção civil e resíduos volumosos - Áreas de transbordo e triagem - Diretrizes para projeto, implantação e operação. Rio de Janeiro: ABNT, 2004.

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 15113**: Resíduos sólidos da construção civil e resíduos inertes - Aterros - Diretrizes para projeto, implantação e operação. Rio de Janeiro: ABNT, 2004.

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 15114**: Resíduos sólidos da construção civil - Áreas de reciclagem - Diretrizes para projeto, implantação e operação. Rio de Janeiro: ABNT, 2004.

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 15115**: Agregados reciclados de resíduos sólidos da construção civil - Execução de camadas de pavimentação - Procedimentos. Rio de Janeiro: ABNT, 2004.

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 15116**: Agregados reciclados de resíduos sólidos da construção civil - Utilização em pavimentação e preparo de concreto sem função estrutural - Requisitos. Rio de Janeiro: ABNT, 2021.

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 15200**: Projeto de estruturas de concreto em situação de incêndio. Rio de Janeiro: ABNT, 2012.

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 6118**: Projeto de estruturas de concreto - Procedimento. Rio de Janeiro: ABNT, 2014.

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 8800**: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro: ABNT, 2008.

AHN, J. K.; LEE, C. H. Fire behavior and resistance of partially encased and slim-floor composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 129, p. 276–285, 2017.

ALAM, N. *et al.* Experimental and numerical investigations on slim floor beams exposed to fire. **Journal of Building Engineering**, v. 42, 1 out. 2021.

ASSI, I. M; ABED, SM; HUNAITI, Y. M. Flexural strength of Composite Beams Partially Encased in Lightweight Concrete. **Journal of Applied Sciences**, 2(3), 320–323. <https://doi.org/10.3923/jas.2002.320.323>.

ALBERO, V. *et al.* Numerical study on the flexural behaviour of slim-floor beams with hollow core slabs at elevated temperature. **Engineering Structures**, v. 180, p. 561–573, 1 fev. 2019.

ANGULO, S.; FIGUEIREDO, A. Concreto Com Agregados Reciclados. In: ISAIA, G. C. **Concreto: Ciência e Tecnologia**. 1 ed. 2 vol. São Paulo: IBRACON, 2011. CAP 47, P. 1-40. ISBN/ISS: 978-85-98576-16-9/978-85-98576-20-6.

AZIZ, E. M. *et al.* Behavior of steel bridge girders under fire conditions. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 106, p. 11–22, 2015.

BAILEY, C. G., LENNON, T., & MOORE, D. B. (1999). **The behaviour of full-scale steel-framed buildings subjected to compartment fires**.

BEATRIZ DA SILVA, J.; PEPE, M.; TOLEDO FILHO, R. D. High temperatures effect on mechanical and physical performance of normal and high strength recycled aggregate concrete. **Fire Safety Journal**, v. 117, 1 out. 2020.

BRASIL. Ministério do Meio Ambiente. Conselho Nacional do Meio Ambiente. **Resolução CONAMA** nº. 307, de 5 de julho de 2002. Estabelece diretrizes, critérios e procedimentos para a gestão de resíduos da construção civil. Diário Oficial da União: seção 1, Brasília, DF, DOU nº 136, p. 95-96, 17 jul. 2002.



BUTTIGNOL, T. E. T.; BITTENCOURT, T. N. Simplified design procedures for the structural analysis of reinforced concrete columns in fire. **Engineering Structures**, v. 246, 1 nov. 2021.

CAI, B.; XU, L. F.; FU, F. Shear Resistance Prediction of Post-fire Reinforced Concrete Beams Using Artificial Neural Network. **International Journal of Concrete Structures and Materials**, v. 13, n. 1, 1 dez. 2019.

CANTERO, B. *et al.* Water transport and shrinkage in concrete made with ground recycled concrete-added cement and mixed recycled aggregate. **Cement and Concrete Composites**, v. 118, 1 abr. 2021.

CASTELLOTE, M. *et al.* Composition and microstructural changes of cement pastes upon heating, as studied by neutron diffraction. **Cement and Concrete Research**, v. 34, n. 9, p. 1633–1644, 2004.

CEDENO, G. A.; VARMA, A. H.; GORE, J. Predicting the Standard Fire Behaviour of Composite Steel Beams. **Composite Construction in Steel and Concrete**, v. VI, p. 642-656. ASCE, 2011.

CHAVES, E. W. V. International Conference on Mathematical and Statistical Modeling in Honor of Enrique Castillo. n. Icmsm, 2006.

CHEN, Z. *et al.* Residual properties of recycled concrete after exposure to high temperatures. **Magazine of Concrete Research**, v. 71, n. 15, p. 781–793, 1 ago. 2019.

COSTES, L. *et al.* **Bio-based flame retardants: When nature meets fire protection.** **Materials Science and Engineering R-reports**, 117, 1-25. 1 jul. 2017.

CREE, D.; GREEN, M.; NOUMOWÉ, A. Residual strength of concrete containing recycled materials after exposure to fire: A review. **Construction and Building Materials**, v. 45, p. 208–223, 1 ago. 2013.

CUTTELL, G. D. *et al.* Performance of Rigid Pavements Containing Recycled Concrete Aggregates. **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, v. 1574, n. 1, p. 89–98, 1 jan. 1997.

DAI, J.-G.; GAO, W.-Y.; TENG, J. G. Finite Element Modeling of Insulated FRP-Strengthened RC Beams Exposed to Fire. **Journal of Composites for Construction**, v. 19, n. 2, abr. 2015.

DE NARDIN, S.; EL DEBS, A. L. H. C. Study of partially encased composite beams with innovative position of stud bolts. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 65, n. 2, p. 342–350, 2009.

DONG, H. *et al.* The fire resistance performance of recycled aggregate concrete columns with different concrete compressive strengths. **Materials**, v. 7, n. 12, p. 7843–7860, 2014.

DWAIKAT, M. B.; KODUR, V. K. R. A numerical approach for modeling the fire induced restraint effects in reinforced concrete beams. **Fire Safety Journal**, v. 43, n. 4, p. 291–307, mai. 2008.

EUROCODE. European Committee for Standardization. EN 1991-1-1 - Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire. Brussels: CEN, 2002

EUROCODE. European Committee for Standardization. EN 1992-1-1 - Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules for buildings. Brussels: CEN, 2004.

EUROCODE. European Committee for Standardization. EN 1992-1-2 - Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design. Brussels: CEN, 2004.

EUROCODE. European Committee for Standardization. EN 1993-1-1 - Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. Brussels: CEN, 2005

EUROCODE. European Committee for Standardization. EN 1993-1-2 - Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-2: General rules - Structural Fire Design. Brussels: CEN, 2005.

EUROCODE. European Committee for Standardization. EN 1994-1-1 - Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. Brussels: CEN, 2004.

EUROCODE. European Committee for Standardization. EN 1994-1-2 - Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures – Part 1-2: General rules – Structural fire design. Brussels: CEN, 2005.

FERNANDES, B. *et al.* Journal of Building Engineering Effect of elevated temperatures on concrete made with recycled concrete aggregates - An overview. **Journal of Building Engineering**, v. 44, n. August, p. 103235, 2021.

FIB. FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BÉTON. **Fire design of concrete structures – structural behaviour and assessment**. First published in 2008 by the International Federation for Structural Concrete (fib). Lausanne: DCC Document Competence Center Siegmair Kastl, 2008.

FU, Y. F. *et al.* Stress-strain behaviour of high-strength concrete at elevated temperatures. **Magazine of Concrete Research**, v. 57, n. 9, p. 535–544, nov. 2005.

GALES, J. *et al.* Fire Performance of Sustainable Recycled Concrete Aggregates: Mechanical Properties at Elevated Temperatures and Current Research Needs. **Fire Technology**, v. 52, n. 3, p. 817–845, 3 mai. 2016.

GAO, W. Y. *et al.* Finite element modeling of reinforced concrete beams exposed to fire. **Engineering Structures**, v. 52, p. 488–501, jul. 2013.

GENIKOMSOU, A. S.; POLAK, M. A. Finite element analysis of punching shear of concrete slabs using damaged plasticity model in ABAQUS. **Engineering Structures**, v. 98, p. 38–48, 1 set. 2015.

GEORGALI, B.; TSAKIRIDIS, P. E. Microstructure of fire-damaged concrete. A case study. **Cement and Concrete Composites**, v. 27, n. 2, p. 255–259, 2005.

GHANDEHARI, M.; BEHNOOD, A.; KHANZADI, M. Residual Mechanical Properties of High-Strength Concretes after Exposure to Elevated Temperatures. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 22, n. 1, p. 59–64, jan. 2010.

GHANNAM, M. Proposed models for concrete thermal expansion with different aggregate types and saturation conditions. **SN Applied Sciences**, v. 1, n. 5, 1 mai. 2019.

HANSEN, T. C. Recycled aggregates and recycled aggregate concrete second state-of-the-art report developments 1945–1985. **Materials and Structures**, v. 19, n. 3, p. 201–246, mai. 1986.

HASHEMI, S.; AL-MAHAIDI, R. Experimental and finite element analysis of flexural behavior of FRP-strengthened RC beams using cement-based adhesives. **Construction and Building Materials**, v. 26, n. 1, p. 268–273, jan. 2012.

HEGGER, J.; GORALSKI, C. Structural behavior of partially concrete encased composite sections with high strength concrete. **Proceedings of the 5th International Conference on Composite Construction in Steel and Concrete V**, p. 346–355, 2006.

HO, C. M.; TSAI, W. T. Recycled concrete using crushed construction waste bricks subject to elevated temperatures. **Advanced Materials Research**, v. 152–153, p. 1–10, 2011.

HORDIJK, D. A. Local approach to fatigue of concrete. 1991. 216p. Thesis (Ph.D.) – Technische Universiteit Delft, Delft, 1991.

HUA, N.; ELHAMI KHORASANI, N.; TESSARI, A. Numerical modeling of the fire behavior of reinforced concrete tunnel slabs during heating and cooling. **Engineering Structures**, v. 258, p. 114135, mai. 2022.

HUANG, Z.; BURGESS, I. W.; PLANK, R. J. **The influence of shear connectors on the behaviour of composite steel-framed buildings in fire** **Journal of Constructional Steel Research**.

INGHAM, J. P. Application of petrographic examination techniques to the assessment of fire-damaged concrete and masonry structures. **Materials Characterization**, v. 60, n. 7, p. 700–709, jul. 2009.

ISO. International Organization for Standardization. **ISO 834: Fire-resistance tests – Elements of building construct – Part 1: General requirements**. ISO 834-1:1999. Geneva: ISO, 1999.

J. Ruddy, J.P. Marlo, S.A. Ioannides, F. Alfawakhiri, **Fire Resistance of Structural Steel Framing**, AISC Steel Design Guide 19, American Institute of Steel Construction, Chicago, IL, 2003.

JIANG, Y. *et al.* Experimental study and theoretical analysis of partially encased continuous composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 117, p. 152–160, 1 fev. 2016.

JUAN-VALDÉS, A. *et al.* Mechanical and microstructural properties of recycled concretes mixed with ceramic recycled cement and secondary recycled aggregates. A viable option for future concrete. **Construction and Building Materials**, v. 270, 8 fev. 2021.

KHALAF, F. M.; DEVENNY, A. S. Performance of Brick Aggregate Concrete at High Temperatures. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 16, n. 6, p. 556–565, dez. 2004.

KHALIQ, W. **Performance Characterization Of High Performance Concretes Under Fire Conditions**. Thesis (Ph.D.). 2012. 345p.–State Michigan University. East Lansing.

KHALIQ, W.; TAIMUR. Mechanical and physical response of recycled aggregates high-strength concrete at elevated temperatures. **Fire Safety Journal**, v. 96, p. 203–214, 1 mar. 2018.

KHATTAB, M.; HACHEMI, S.; AL AJLOUNI, M. F. Evaluating the physical and mechanical properties of concrete prepared with recycled refractory brick aggregates after elevated temperatures' exposure. **Construction and Building Materials**, v. 311, 13 dez. 2021.

KHOURY, E. *et al.* Heterogeneity of recycled concrete aggregates, an intrinsic variability. **Construction and Building Materials**, v. 175, p. 705–713, 30 jun. 2018.

KINDMANN, R.; BERGMANN, R. Effect of Reinforced Concrete Between the Flanges of the Steel Profile of Partially Encased Composite Beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v.27, p.107-122, 1993

KOCHEM, R. F. F.; NARDIN, S. DE. Numerical model of beam-to-column composite connection between slim floor system and composite column. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 13, n. 2, p. 348–379, abr. 2020.

KODAIRA, A. *et al.* Fire Resistance of Composite Beams Composed of Rolled Steel Profile Concreted Between Flanges. **Fire Science and Technology**, v. 23, n. 3, p. 192–206, 2004.

KODUR, V. Properties of concrete at elevated temperatures. **ISRN Civil Engineering**, v. 2014, 2014.

KODUR, V.; AZIZ, E.; DWAIKAT, M. Evaluating Fire Resistance of Steel Girders in Bridges. **Journal of Bridge Engineering**, v. 18, n. 7, p. 633–643, jul. 2013.

KODUR, V. K. R.; AGRAWAL, A. An approach for evaluating residual capacity of reinforced concrete beams exposed to fire. **Engineering Structures**, v. 110, p. 293–306, 1 mar. 2016.

KODUR, V. K. R.; AGRAWAL, A. Effect of temperature induced bond degradation on fire response of reinforced concrete beams. **Engineering Structures**, v. 142, p. 98–109, 1 jul. 2017.

KODUR, V. K. R.; DWAIKAT, M. Performance-based Fire Safety Design of Reinforced Concrete Beams. **Journal of Fire Protection Engineering**, v. 17, n. 4, p. 293–320, 1 nov. 2007.

KODUR, V. K. R.; DWAIKAT, M. A numerical model for predicting the fire resistance of reinforced concrete beams. **Cement and Concrete Composites**, v. 30, n. 5, p. 431–443, mai. 2008.

KODUR, V. K. R.; NASER, M. Z. Effect of local instability on capacity of steel beams exposed to fire. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 111, p. 31–42, 2015.

KODUR, V.; KHALIQ, W. Effect of Temperature on Thermal Properties of Different Types of High-Strength Concrete. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 23, n. 6, p. 793–801, 2011.

KOU, S. C.; POON, C. S.; ETXEBERRIA, M. Residue strength, water absorption and pore size distributions of recycled aggregate concrete after exposure to elevated temperatures. **Cement and Concrete Composites**, v. 53, p. 73–82, 2014.

KUCUKLER, M. Lateral instability of steel beams in fire: Behaviour, numerical modelling and design. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 170, 1 jul. 2020.

KVOCÁK, V.; DRAB, L. Partially-encased composite thin-walled steel beams. **Procedia Engineering**, v. 40, p. 91–95, 2012.

LANEYRIE, C. *et al.* Influence of recycled coarse aggregates on normal and high performance concrete subjected to elevated temperatures. **Construction and Building Materials**, v. 111, p. 368–378, 15 mai. 2016.

LE, H. B.; BUI, Q. B. **Recycled aggregate concretes – A state-of-the-art from the microstructure to the structural performance.** *Construction and Building Materials*. 10 out. 2020.

LEA, F. C.; STRADLING, R. E. The resistance to fire of concrete and reinforced concrete. *Journal of the Society of Chemical Industry*, v. 41, n. 18, p. 395R-396R, 1922.

LEE, J.; FENVES, G. L. Plastic-Damage Model for Cyclic Loading of Concrete Structures. *Journal of Engineering Mechanics*, v. 124, n. 8, p. 892–900, ago. 1998.

LIE, T. T.. Fire Resistance of Circular Steel Columns Filled with Bar-Reinforced Concrete. *Journal Of Structural Engineering*, [S.L.], v. 120, n. 5, p. 1489-1509, maio 1994. American Society of Civil Engineers (ASCE).

LIM, L. *et al.* Numerical modelling of two-way reinforced concrete slabs in fire. *Engineering Structures*, v. 26, n. 8, p. 1081–1091, jul. 2004.

LIU, Y. *et al.* Residual stress-strain relationship for thermal insulation concrete with recycled aggregate after high temperature exposure. *Construction and Building Materials*, v. 129, p. 37–47, 30 dez. 2016.

LUBLINER, J. *et al.* A plastic-damage model for concrete. *International Journal of Solids and Structures*, v. 25, n. 3, p. 299–326, 1989.

LUCHERINI, A.; GIULIANI, L.; JOMAAS, G. Experimental study of the performance of intumescent coatings exposed to standard and non-standard fire conditions. *Fire Safety Journal*, v. 95, p. 42–50, 1 jan. 2018.

LUCHERINI, A.; MALUK, C. **Intumescent coatings used for the fire-safe design of steel structures: A review.** *Journal of Constructional Steel Research*. 1 nov. 2019.

MA, Q. *et al.* Mechanical properties of concrete at high temperature-A review. *Construction and Building Materials*, v. 93, p. 371–383, 2015.

MALTA, J. O. *et al.* Influência da pré-saturação do agregado miúdo reciclado na viscosidade e resistência à compressão de argamassas. *Ambiente Construído*, v. 14, n. 1, p. 85–98, mar. 2014.

MALITE, M. **Sobre o comportamento estrutural de vigas mistas aço-concreto constituídas por perfis de chapa dobrada.** Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia de Estruturas, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1993.

MARIANO, A., & ROCHA, M. (2017). Revisão da Literatura: Apresentação de uma Abordagem Integradora.

MEMON, S. A. *et al.* Durability of sustainable concrete subjected to elevated temperature – A review. **Construction and Building Materials**, v. 199, p. 435–455, 2019.

NASER, M. Z.; DEGTYAREVA, N. V. Temperature-induced instability in cold-formed steel beams with slotted webs subject to shear. **Thin-Walled Structures**, v. 136, n. December 2018, p. 333–352, 2019.

NAUS, D. A compilation of elevated temperature concrete material property data and information for use in assessments of nuclear power plant reinforced concrete structures. p. 328, 2010.

NAUS, D. J.; GRAVES, H. L. A review of the effects of elevated temperature on concrete materials and structures. **International Conference on Nuclear Engineering, Proceedings, ICONE**, v. 2006, n. 1886, 2006.

NIXON, P. J. The use of materials from demolition in construction. **Resources Policy**, v. 2, n. 4, p. 276–283, dez. 1976.

NIXON, P. J. Recycled concrete as an aggregate for concrete - A review. **Matériaux et Constructions**, v. 11, n. 5, p. 371–378, set. 1978.

NUNES, Carlos Lindemberg Emerick. **Análise numérica de vigas mistas biapoiadas de aço e concreto em situação de incêndio.** 2022. 212 f. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória, 2022.

OLIVEIRA, F.G.B.S. Análise experimental e numérica do comportamento à flexão de vigas formadas por perfis de aço parcialmente revestidas com concreto de resíduos reciclados de concreto. 2022. 173 p. Dissertação (Mestrado em Ciências - Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas)) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2022.



OŽBOLT, J. *et al.* 3D Numerical analysis of reinforced concrete beams exposed to elevated temperature. **Engineering Structures**, v. 58, p. 166, 2014.

PILOTO, P. A. G. *et al.* Experimental investigation of the fire resistance of partially encased beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 80, p. 121–137, jan. 2013.

PIRES, D. *et al.* An efficient inelastic approach using SCM/RPHM coupling to study reinforced concrete beams, columns and frames under fire conditions. **Engineering Structures**, v. 219, 15 set. 2020.

QIU, X. *et al.* Flame retardant coatings prepared using layer by layer assembly: A review. **Chemical Engineering Journal**. Elsevier B.V. 15 fev. 2018.

RABI, M.; CASHELL, K. A.; SHAMASS, R. Flexural analysis and design of stainless steel reinforced concrete beams. **Engineering Structures**, v. 198, 1 nov. 2019.

RAFI, M.M.; NADJAI, A.; ALI, F. Finite element modeling of carbon fiber-reinforced polymer reinforced concrete beams under elevated temperatures. **ACI Struct. J.** 2008, 105, 701.

RAFI, M.M.; QADIR, A.; ALI, S.; SIDDIQUI, S.H. Performance of hot mix asphalt mixtures made of recycled aggregates. **J. Test. Eval.** 2014, 42, 357–367

ROMAGNOLI, L.C.; **Análise de vigas mistas de aço e concreto semicontínuas em situação de incêndio.** 2018. 307 f. Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2018.

ROMAGNOLI, L. C.; SILVA, V. P. E. Numerical analysis of composite steel and concrete beams subjected to fire under different support conditions. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 13, n. 5, 2020.

SANTOS, D. B. R. **Modelagem numérica de lajes mistas de aço e concreto em situação de incêndio.** 2014. 243p. Dissertação (mestrado) – Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2014.

SAFIUDDIN, M. *et al.* Use of recycled concrete aggregate in concrete: A review. **Journal of Civil Engineering and Management**, v. 19, n. 6, p. 796–810, 1 dez. 2013.

SARHAT, S. R.; SHERWOOD, EDWARD. G. Residual Mechanical Response of Recycled Aggregate Concrete after Exposure to Elevated Temperatures. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 25, n. 11, p. 1721–1730, nov. 2013.

SCHNEIDER, U.; DIEDERICHS, U.; EHM, C. Effect of temperature on steel and concrete for PCRVS. **Nuclear Engineering and Design**, v. 67, n. 2, p. 245–258, 1982.

SHAHABI, S. E. M. *et al.* Performance of shear connectors at elevated temperatures. A review. **Steel and Composite Structures**. 20 jan. 2016.

SHAIKH, F. U. A. Mechanical properties of concrete containing recycled coarse aggregate at and after exposure to elevated temperatures. **Structural Concrete**, v. 19, n. 2, p. 400–410, 1 abr. 2018.

SHIN, K.Y. *et al.* Thermo-physical properties and transient heat transfer of concrete at elevated temperatures. **Nuclear Engineering and Design**, v. 212, n. 1-3, p. 233-241, 2002.

SIMÕES, Y. S. **Análise do comportamento à flexão de vigas de aço parcialmente revestidas com concreto produzido a partir do uso de agregados reciclados em situação de incêndio**. 2022. 354 f. Tese (Doutorado em Ciências – Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas)) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2022.

ŠTEFAN, R. *et al.* Thermal, spalling, and mechanical behaviour of various types of cementitious composites exposed to fire: Experimental and numerical analysis. **Construction and Building Materials**, v. 262, 2020.

TAYLOR, H. F. W.; FAMY, C.; SCRIVENER, K. L. Delayed ettringite formation. **Cement and Concrete Research**, v. 31, n. 5, p. 683–693, 2001.

TYSMANS, T. *et al.* Finite element modelling of the biaxial behaviour of high-performance fibre-reinforced cement composites (HPFRCC) using Concrete Damaged Plasticity. **Finite Elements in Analysis and Design**, v. 100, p. 47–53, 2015.

VIANA NETO, L. A. DA C.; SALES, A. T. C.; SALES, L. C. Efeitos da variabilidade de agregados de RCD sobre o desempenho mecânico do concreto de cimento Portland. **Revista Materia**, v. 23, n. 1, 2018.

VIEIRA, J. P. B.; CORREIA, J. R.; DE BRITO, J. Post-fire residual mechanical properties of concrete made with recycled concrete coarse aggregates. **Cement and Concrete Research**, v. 41, n. 5, p. 533–541, maio 2011.

VOGEL, R.; GÜTTEL, W. H. The dynamic capability view in strategic management: A bibliometric review. **International Journal of Management Reviews**, v. 15, n. 4, p. 426–446, out. 2013.

WANG, B. *et al.* **A Comprehensive Review on Recycled Aggregate and Recycled Aggregate Concrete. Resources, Conservation and Recycling.** Elsevier B.V.1 ago. 2021.

WANG, L.; WANG, Y.; ZENG, W. An experimental study on crack and debonding of intumescent coatings and their effects on temperature development of steel elements. **Fire Safety Journal**, v. 122, 1 jun. 2021.

WONG, M. B. Size Effect on Temperatures of Structural Steel in Fire. **Journal of Structural Engineering**, v. 131, n. 1, p. 16–20, jan. 2005.

WRÓBLEWSKA, J.; KOWALSKI, R. Assessing concrete strength in fire-damaged structures. **Construction and Building Materials**, v. 254, 2020.

WU, M. *et al.* Experimental and numerical research on fire resistance of stainless steel-concrete composite beam. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 194, p. 107342, jul. 2022.

WU, Y.; LI, J. Temperature and stress of RC T-beam under different heating curves. **Journal of Building Engineering**, v. 46, 1 abr. 2022.

XIAO, J. Z.; ZHANG, C. Z. Fire Damage and Residual Strengths of Recycled Aggregate Concrete. **Key Engineering Materials**, v. 348–349, p. 937–940, set. 2007.

XING, Z. *et al.* Aggregate's influence on thermophysical concrete properties at elevated temperature. **Construction and Building Materials**, v. 95, p. 18–28, 2015.

YAN, X.; LI, H.; WONG, Y. L. Effect of aggregate on high-strength concrete in fire. **Magazine of Concrete Research**, v. 59, n. 5, p. 323–328, jun. 2007.

YANG, D. *et al.* ISO 834 standard fire test and mechanism analysis of square tubed-reinforced-concrete columns. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 175, 1 dez. 2020.

YANG, H. *et al.* **Surface-coating engineering for flame retardant flexible polyurethane foams: A critical review. Composites Part B: Engineering**. 1 nov. 2019.

YANG, H.; ZHAO, H.; LIU, F. Residual cube strength of coarse RCA concrete after exposure to elevated temperatures. **Fire and Materials**, v. 42, n. 4, p. 424–435, 1 jun. 2018.

YU, M. *et al.* A unified method for calculating the fire resistance of concrete-filled steel tube with fire protection under combined loading. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 168, 1 maio 2020.

ZEGA, C. J.; DI MAIO, A. A. Recycled concrete exposed to high temperatures. **Magazine of Concrete Research**, v. 58, n. 10, p. 675–682, 2006.

ZEGA, C. J.; DI MAIO, A. A. Recycled concrete made with different natural coarse aggregates exposed to high temperature. **Construction and Building Materials**, v. 23, n. 5, p. 2047–2052, maio 2009.

ZHAO, H. *et al.* Thermal behavior of composite slabs with closed profiled steel decking and recycled aggregate concrete in fire. **Fire Safety Journal**, v. 132, 1 set. 2022.

ZHAO, H.; LIU, F.; YANG, H. Thermal properties of coarse RCA concrete at elevated temperatures. **Applied Thermal Engineering**, v. 140, n. May, p. 180–189, 2018.

ZHONG, Y.; ZHAO, O.; YOUNG, B. Experimental and numerical investigations of recycled aggregate concrete-filled stainless steel tube stub columns under combined compression and bending. **Engineering Structures**, v. 266, 1 set. 2022.

ZUPIC, I.; ČATER, T. Bibliometric Methods in Management and Organization. **Organizational Research Methods**, v. 18, n. 3, p. 429–472, 15 jul. 2015.



## ANEXO A

### Revisão bibliográfica sistematizada

---

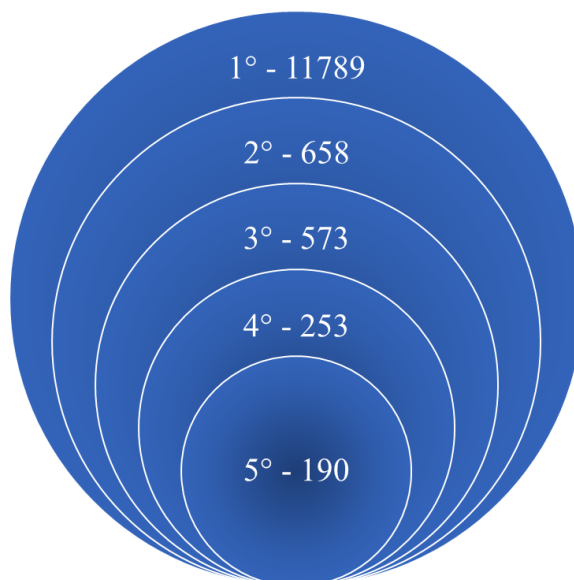
Para a construção desse tópico, foi realizada uma pesquisa exploratória, de abordagem quantitativa, por meio da Teoria do Enfoque Meta-Analítico Consolidado – TEMAC, de Mariano e Rocha (2017). A base de dados empregada foi a *Web of Science* (WoS), com um compilado de *strings*, com o objetivo de entender possíveis direções do desenvolvimento do campo científico sobre o tema da pesquisa e observar metodologias acerca da modelagem de estruturas em temperaturas elevadas. Para o contexto brasileiro utilizou-se da SciELO, que também está contida na *Web of Science*.

Essa técnica de mapeamento científico é baseada em uma abordagem quantitativa de métodos de pesquisa bibliométrica, que fazem uso de princípios de bibliometria (ZUPIC E ČATER, 2015). Esse tipo de revisão bibliográfica está sendo cada vez mais utilizado para mapear a estrutura e o desenvolvimento do campo científico.

Essa seção utiliza a Teoria do Enfoque Meta-Analítico Consolidado – TEMAC – como metodologia, que é baseada em 3 passos para a identificação de estudos de impacto na literatura e posteriores análises segundo as leis da bibliometria.

A etapa 1 do TEMAC baseia-se na utilização da base(s) de dado(s) escolhida(s). Inicialmente escolheu-se apenas a base da *Web of Science* e sua principal coleção em um raio de busca de 1900 a 2022. A busca se deu pela opção avançada da base de dados do WoS, a princípio. Como primeiro passo, desejou-se reunir trabalhos relacionados às vigas mistas de aço e concreto, sendo adotadas as palavras-chave e operadores booleanos: “*Steel concrete*” ou “*Composite steel and concrete*” ou “*Partially encased beams*” ou “*Composite members*” ou “*Reinforced concrete beams*”, e foram obtidos 11789 resultados. No segundo passo foram selecionados artigos que continham “*Fire*” ou “*High temperatures*”, obtendo-se 658 resultados. No terceiro passo, como muitos desses trabalhos eram sobre pilares, foram excluídos aqueles cujas palavras-chave continham “*columns*”, obtendo-se 573 resultados. No quarto passo foram selecionados os trabalhos envolvendo modelagens numéricas, utilizando “*Finite Element*” ou “*Numerical*” ou “*Thermo-mechanical model*”, obtendo-se 253 trabalhos. No quinto passo foi realizada a última filtragem, selecionando os trabalhos de Engenharia Civil, obtendo-se 190 trabalhos. A representação de todos os passos pode ser observada na Figura A.1.

Figura A.1 – Ilustração da filtragem realizada



Fonte: O autor (2023)

A China, com 57 estudos, é de longe o país que mais contribui com publicações, seguida dos Estados Unidos com 28. O Brasil aparece na quinta colocação com 8 publicações, mostrando que o tema está sendo explorado no país, contudo a passos lentos, já que essas 8 publicações estão diluídas em 17 anos, no intervalo de 2005 a 2022.

Na etapa 2 do TEMAC, foram utilizadas leis de bibliometria de maneira a apresentar as inter-relações entre os estudos encontrados. Dentre as leis utilizadas estão a Lei de Bradford, que estima o grau de importância de cada periódico em uma área do conhecimento em questão, a Lei de 80/20, Lei de Lotka que mensura a relevância de autores em uma certa área do conhecimento, a Lei do Elitismo e a Lei da obsolescência da literatura, que mensura o declínio da literatura em certa área do conhecimento (MARIANO; ROCHA, 2017).

As análises realizadas são baseadas nas ideias de citação, cocitação, acoplamento bibliográfico, coautoria e mapa de palavras, que serão definidas resumidamente de acordo com Zupic e Čater (2015).

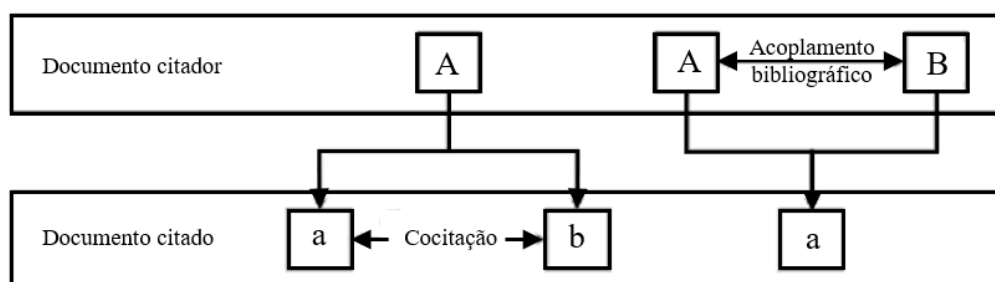
As citações são utilizadas como uma medida de influência. Caso um trabalho seja citado várias vezes, ele é considerado importante. Isso é baseado no pressuposto de que os autores citam documentos que são importantes para os seus respectivos trabalhos.

Para a análise de cocitação, a premissa base é de que quanto mais dois ou mais artigos são citados juntos, há uma maior probabilidade de que seus conteúdos sejam parecidos. Essa abordagem pode ser utilizada para relacionar documentos, autores ou revistas.

O acoplamento bibliográfico utiliza o número de referências compartilhado por dois documentos como uma medida de similaridade entre eles. A Figura A.2 ilustra a diferença entre acoplamento bibliográfico e cocitação. Ainda de acordo com Vogel e Güttel (2013), os estudos são acoplados se suas bibliografias se sobrepõem, ou seja, estudos que citam trabalhos iguais possuem similaridade.

A análise de coautoria reflete a força do laço social entre pesquisadores, países ou organizações, ou seja, quem mais publica em conjunto. Essa é uma medida de colaboração e é destinada a avaliar a rede de conexão. Zupic e Čater (2015) alertam que a coautoria é sinônimo de alguma responsabilidade pelo trabalho realizado e que para certos trabalhos pode não haver um grau tão próximo de contribuição de coautores.

Figura A.2 – Diferença entre cocitação e acoplamento bibliográfico



Fonte: Adaptado de Vogel e Guttel (2013)

Para finalização da etapa 2, um mapa de palavras é criado com base na co-ocorrência de termos contidos nos resumos e nas palavras-chave dos estudos, ou seja, são mostrados os termos que mais aparecem nessas seções.

Finalmente, na etapa 3 do TEMAC é realizado o detalhamento, modelo integrador e validação por evidências, abrangendo os mapas obtidos na etapa 2, avaliando as contribuições mais relevantes e as principais perspectivas por meio do acoplamento bibliográfico, que mostra as frentes de pesquisa através das principais contribuições e cocitação, que mostram as principais linhas de pesquisa em um determinado tema.

A análise foi realizada utilizando o *software* VOSviewer 1.6.18, para construir os mapas de calor e a formação de redes.

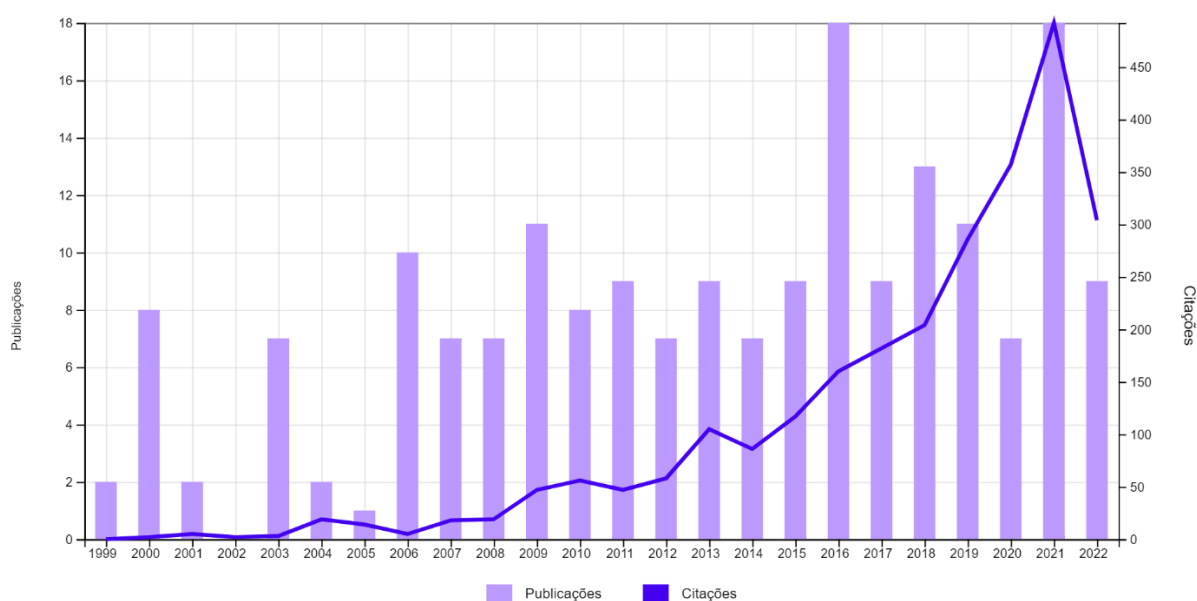


A base de dados da *Web of Science* é reconhecidamente confiável e é a que possui menor possibilidade de conter erros em seus metadados sendo, portanto, a base escolhida para o desenvolvimento deste estudo. Os primeiros estudos sobre o tema datam de 1999, com o número de publicações tornando-se mais expressivo a partir de 2006.

Desde então, o número de citações tem crescido substancialmente, atingindo 2542 citações até o presente momento. No ano de 2020, o crescimento de publicações não continuou no ritmo de anos anteriores, e uma das razões para o ocorrido pode ser justificada devido à Pandemia da Covid-19, que afetou várias áreas da sociedade, dentre elas o meio científico. Contudo, em 2021 o recorde de publicações foi igualado com 18 publicações.

No que se refere às citações, esse item não demonstrou a mesma queda em 2020. Na verdade, o número de citações está em constante crescimento, principalmente desde o ano de 2014. A Figura A.3 mostra o gráfico combinando o número de publicações e citações ao longo dos anos.

Figura A.3 – Gráfico com o número de publicações e citações ao longo do tempo



Fonte: *Web of Science* (2022)

Sobre as revistas que mais publicam sobre o tema estão a *Journal of Constructional Steel Research* com 29 publicações, *Engineering Structures* com 21 registros, e *Fire Safety Journal* com 15 publicações. Uma dessas revistas, a *Engineering Structures* está entre as revistas com maior fator de impacto na área, o que mostra a relevância e o potencial do tema.

Entre os autores mais citados estão Venkatesh Kodur com 430 citações, seguido por Jin-Guang Teng com 164 citações e Jian-Guo Dai com 141 citações. Venkatesh Kodur também é, de longe, o autor que mais publica, com 13 registros, diferente dos últimos dois citados, com 5 e 3 trabalhos publicados, respectivamente.

Entre os trabalhos mais citados, está o artigo “*An approach for evaluating residual capacity of reinforced concrete beams exposed to fire*” publicado em 2016, em que são apresentadas abordagens para captar o comportamento de uma viga de concreto armado tanto em situação de incêndio quanto o comportamento residual pós incêndio.

Kodur e Agrawal (2016) abordam o problema termomecânico através de uma abordagem sequencialmente acoplada e fazem uso de algumas premissas. Uma dessas premissas é que não há deslizamento entre as barras de aço e o concreto, ou seja, ligação perfeita. De acordo com os autores, essa ideia é bastante precisa para a zona comprimida, onde nenhuma fissuração ocorre; contudo para as fissuras que aparecem na região tracionada, que acabam causando inerente deslizamento, as fissuras estarão bastantes distribuídas ao longo da viga, de modo que essa premissa é bastante razoável. Outro princípio citado é que as propriedades térmicas do concreto e do aço são reversíveis. Além dessa proposição, o efeito da capacidade térmica sendo reduzida devido à perda de umidade e a expansão térmica residual são omitidas como forma de simplificação.

Durante a etapa de modelagem térmica, os autores optaram por discretizar o concreto utilizando elementos sólidos (DC3D8) e as armaduras por elementos de pórtico (6-graus de liberdade por nó - DC1D2). De acordo com os autores, a escolha de elementos de pórtico é mais eficiente computacionalmente, contudo para uma melhor precisão na determinação da distribuição de temperatura interna, eles afirmam que seria mais interessante representar as barras longitudinais com elementos sólidos. No entanto, como existem muitos estudos similares que utilizam a abordagem com elementos de viga e que trouxeram bons resultados, essa foi a abordagem utilizada.

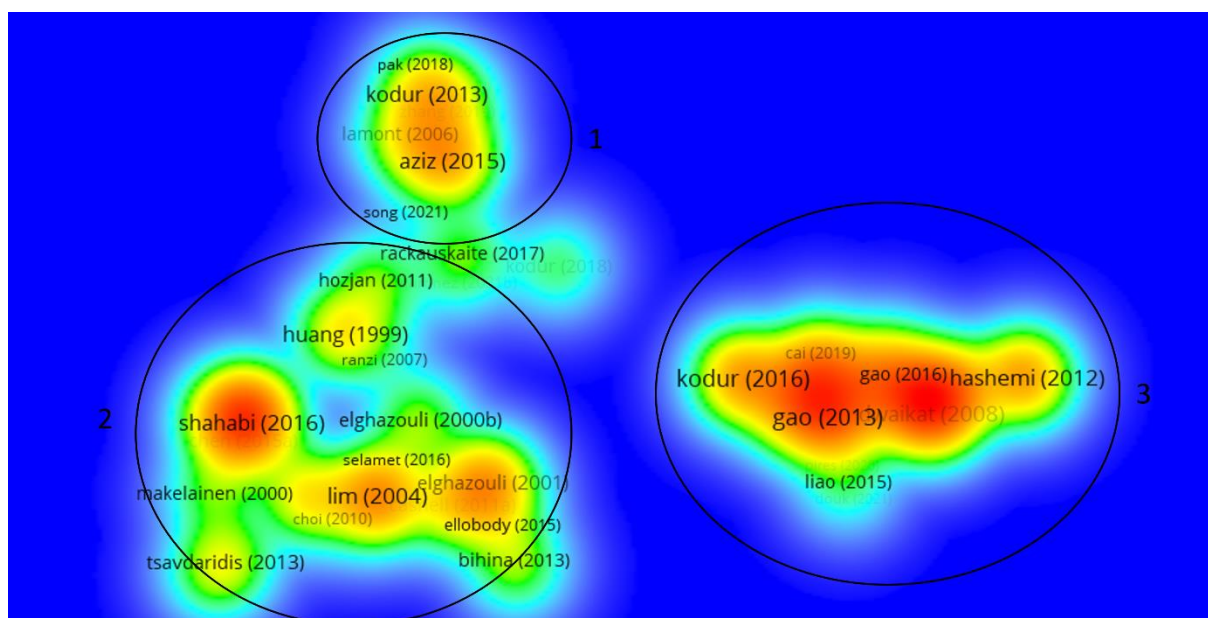
Além de representar a viga completa, os autores ativaram o efeito da não linearidade geométrica, já que vigas de concreto armado apresentam grandes deflexões em situação de incêndio. As leis constitutivas usadas são baseadas no que o Eurocode 2 parte 1-2 apresenta. Na sequência, os autores comparam os resultados numéricos com experimentais, obtendo boa correlação entre eles, e finalizam com a apresentação de um estudo de caso.

Logo em sequência, aparece o trabalho, “*Finite element modeling of reinforced concrete beams exposed to fire*, de 2013”, no qual é apresentada uma técnica de modelagem para incluir o comportamento da interface aço-concreto, ou seja, para que a ligação entre aço e concreto não seja perfeita, aspecto raro de ser abordado em estudos anteriores. Gao *et al.* (2013) concluem que com essa técnica foi possível obter resultados mais precisos, prevendo melhor a deflexão da viga em situação de incêndio.

Ambos os trabalhos adotam o programa utilizado nesta pesquisa e representam o comportamento do concreto pelo modelo CDP (*Concrete Damaged Plasticity*). Esse aspecto da ligação é interessante, já que os autores do artigo mais citado desenvolveram um trabalho em 2017 em que direcionam esforços para a modelagem dessa interface. Finalmente, apesar da dissertação corrente estar situada no âmbito das estruturas mistas, percebe-se que pelas palavras-chave grande atenção é dada à modelagem do concreto armado, o que é esperado, visto que é o elemento com mais variáveis a serem controladas.

A primeira análise realizada foi com o método de citações de documentos, utilizando os dados adquiridos da base *Web of Science*<sup>TM</sup> e importados para o programa de visualização *VOSviewer*. O mapa obtido é mostrado na Figura A.4.

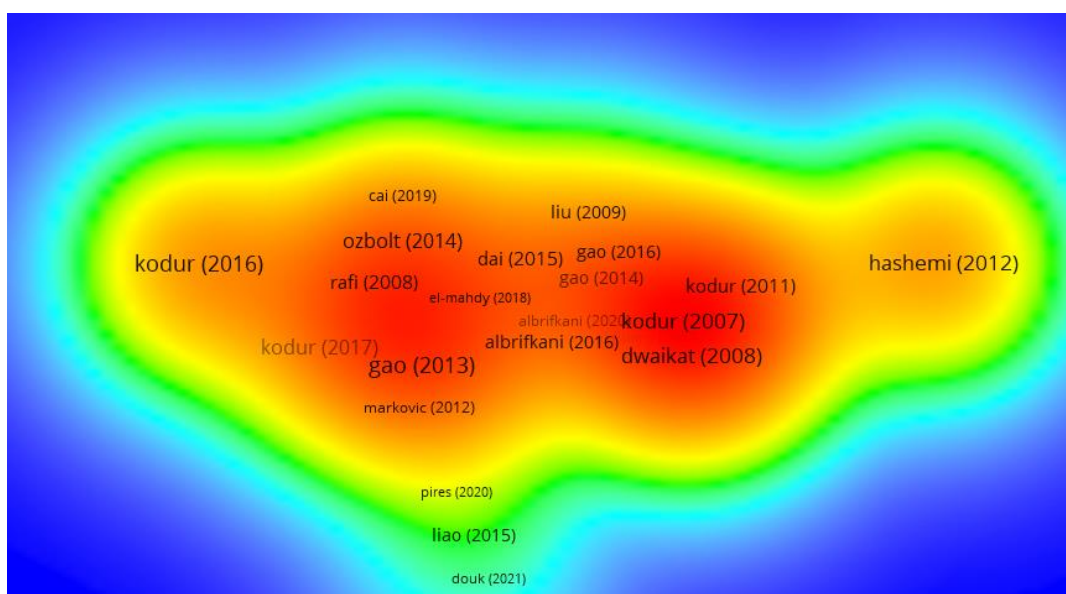
Figura A.4 – Mapa de citação de documentos



Fonte: Extraído do programa *Vosviewer* (2022)

A Figura A.5 pode ser dividida em 3 regiões. A região 1 é marcada por trabalhos que tratam de vigas metálicas de pontes em situação de incêndio, como Kodur, Aziz e Dwaikat (2013) e Aziz *et al.* (2015). A região 2 é uma área em que os trabalhos não estão aglutinados e os temas são mais diversificados. Dentre eles, Shahabi *et al.* (2016) realizaram uma revisão bibliográfica sobre o comportamento de conectores de cisalhamento em elevadas temperaturas; Lim *et al.* (2004) abordam modelagem numérica de lajes em situação de incêndio; Huang, Burgess e Plank (1999) tratam da influência de conectores de cisalhamento no comportamento de vigas metálicas em lajes de concreto. A região 3 é a de maior interesse para o presente estudo, pois contempla os trabalhos que tangenciam o tema estudado, como o trabalho de Hashemi e Al-Mahaidi (2012), em que foram realizados estudos experimentais e numéricos de vigas de concreto armado reforçadas com fibras, e de Pires *et al.* (2020), que produziram estudos numéricos acerca do comportamento de vigas de concreto armado, pilares e pórticos em situação de incêndio através de módulos implementados no programa CS-ASA. A Figura A.5 mostra um zoom dessa região.

Figura A.5 – Zoom para a região de interesse



Fonte: Extraído do programa *Vosviewer*

No centro da Figura A.5, na região mais avermelhada, se concentram os estudos mais citados na análise, e contemplam os estudos já comentados de Kodur e Agrawal (2016) e Gao *et al.* (2013). É interessante notar a aparição do estudo de Kodur e Agrawal (2017), em que os autores adicionaram a questão do deslizamento relativo das barras longitudinais na matriz de concreto. Esse estudo se localiza próximo ao de Gao *et al.* (2013) que partiu de premissas semelhantes.

Kodur e Agrawal (2017) iniciam o trabalho tecendo comentários sobre a importância do estudo do deslizamento relativo das barras no concreto, uma vez que a temperatura causa uma deterioração da região da ligação. A inclusão dessa característica foi realizada através de um elemento *bond-link* da biblioteca do ABAQUS®.

Além disso, quando os autores comparam os resultados obtidos, eles concluem que esse deslizamento pode influenciar na extensão da degradação do elemento devido à deflexão provocada durante o incêndio. Essa abordagem é baseada em uma série de trabalhos que realizam ensaios de arrancamento em situação de incêndio e em ensaios residuais. De acordo com os autores, a interface aço-concreto apresenta maior velocidade de degradação do que a queda de resistência de ambos os materiais.

Dentre outros estudos muito citados presentes nessa região está o de Ožbolt et al. (2014) que, antes de adentrar ao tema central do estudo, explica que há, atualmente, duas formas de abordar a modelagem de estruturas em situação de incêndio: a modelagem termomecânica e a termohigromecânica. Segundo os autores, a modelagem termomecânica é capaz de prever o comportamento estrutural de uma forma geral, enquanto o modelo termohigromecânico é capaz de acoplar totalmente alguns dos processos físicos que ocorrem no concreto, como a variação de propriedades mecânicas, térmicas e a variação da umidade com a elevação da temperatura.

Os autores, cientes das limitações, optaram por uma abordagem termomecânica sequencialmente acoplada, adotando a curva incêndio-padrão (ISO 834-1: 1999) no modelo térmico. Para o modelo mecânico, o autor realizou a modelagem de um ensaio de flexão à 4 pontos, utilizando-se da simetria de apenas metade da viga e conclui que a abordagem foi capaz de reproduzir bem o ensaio experimental. Os autores não fornecem maiores informações sobre como foi considerada a interação entre aço e concreto.

Dwaikat e Kodur (2008) apresentaram um modelo para prever a influência de restrições axiais e rotacionais na resistência de vigas de concreto armado em situação de incêndio. Os autores comentam que as restrições aumentam a resistência e a rigidez da viga, contudo essas restrições axiais podem causar *spalling*, que, por consequência, reduz a resistência do elemento. Sendo assim, os autores decidiram introduzir no modelo o *spalling* de uma maneira bastante simplificada, ainda que para apenas concretos de alta resistência, assumindo como premissa a não ocorrência de *spalling* em vigas com concretos de resistência normal. Além disso, consideraram uma ligação perfeita entre as barras de aço e o concreto.

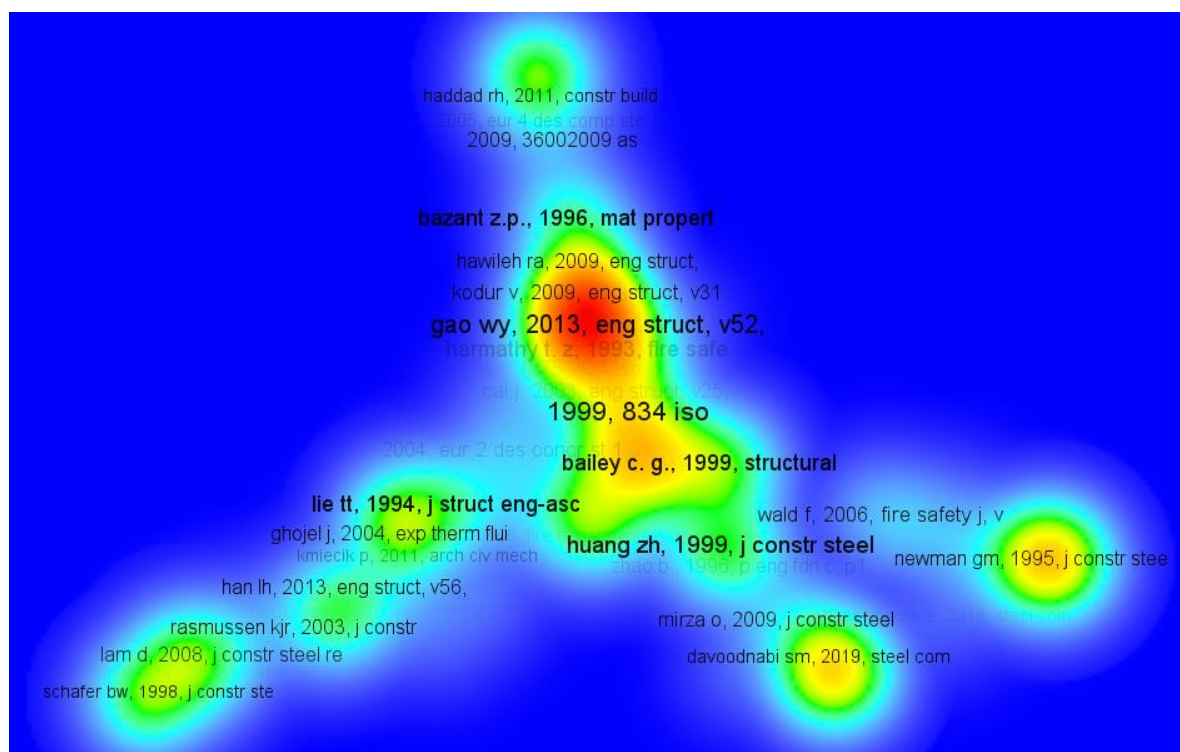
Para avaliar a ocorrência do *spalling*, o modelo computacional seguiu algumas diretrizes como, o *spalling* ocorre quando a temperatura de um elemento excede 350°C, e nenhum *spalling* ocorre quando há fibras de polipropileno presentes na mistura.

Finalmente, os autores concluíram que para fins práticos o modelo foi capaz de prever o comportamento das vigas analisadas. As rigidezes das restrições alteram bastante a resistência em situação de incêndio, desse modo sua resistência em elevadas temperaturas deve levar em conta a restrição imposta na viga.

Trabalhos de Kodur e Dwaikat (2007), Kodur e Khaliq (2011), Rafi, Nadjai e Ali (2008), e Dai, Gao e Teng (2015) focam na implementação numérica via código computacional, sendo os dois últimos ainda mais ligados ao estudo do comportamento de elementos reforçados com fibras em situação de incêndio.

Para a segunda análise realizada, foi utilizado o método de cocitação, utilizando os dados obtidos através da base de dados *Web of Science*<sup>TM</sup> e importados para o programa *VOSviewer* para visualização. O mapa de densidade pode ser observado na Figura A.6.

Figura A.6 – Mapa de cocitação



Fonte: Extraído do programa *Vosviewer*

É notável o destaque de Gao *et al.* (2013). Isso significa que, dos trabalhos coletados, a abordagem destes autores foi bastante citada, juntamente com a abordagem do incêndio pela

curva incêndio-padrão. A abordagem de Gao *et al.* (2013), conforme já comentado no capítulo 2, foi uma das mais completas registradas.

Outras abordagens proeminentes que podem ser observadas, mas não impactam este trabalho diretamente, são de Bailey, Lennon e Moore (1999) que trata de estruturas em aço submetidas a incêndios compartimentados, Lie (1994) que trata de pilares circulares de aço preenchidos com concreto armado, e o livro “*Concrete at High Temperatures: Material Properties and Mathematical Models*” de Bažant e Kaplan (1996).

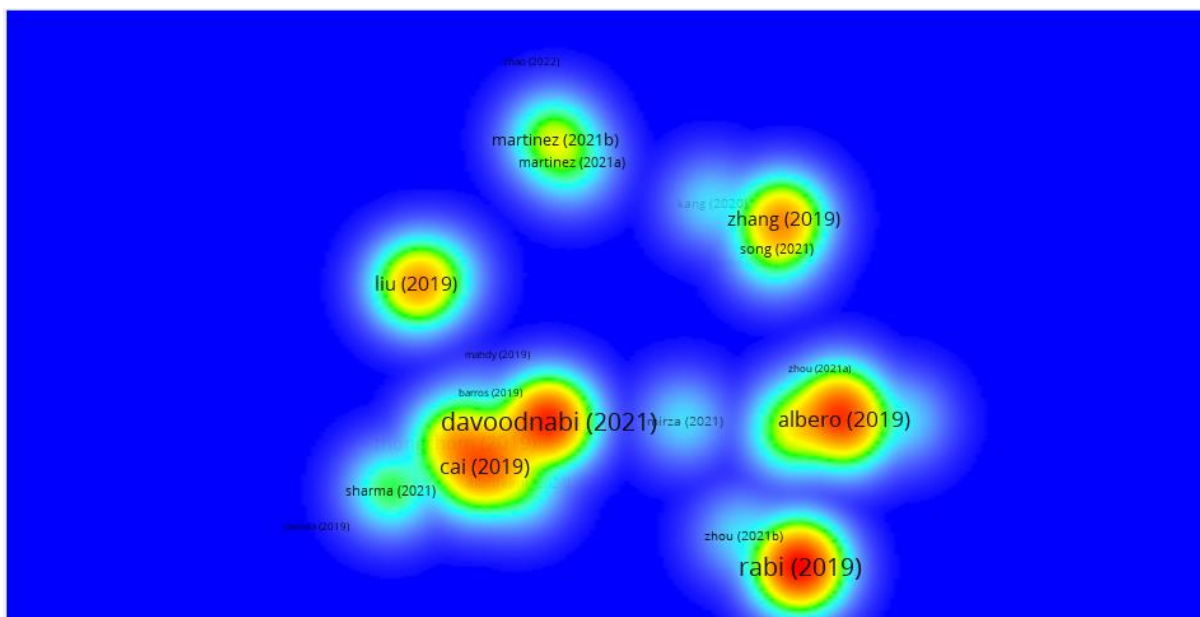
Para a terceira análise realizada, foi utilizado o método de acoplamento bibliográfico dos estudos, utilizando os dados obtidos através da base de dados *Web of Science*<sup>TM</sup> e importados para o programa *VOSviewer* para visualização. O mapa de densidade pode ser observado na Figura A.7.

O acoplamento bibliográfico realizado inclui as pesquisas mais recentes, envolvendo os anos de 2019 a 2022, sem um valor mínimo para citações, pois alguns estudos ainda não tiveram tempo hábil para serem citados. Essa abordagem de análise permite observar as frentes de pesquisa, ou seja, as linhas que sejam interessantes a serem seguidas.

Pela Figura A.7, pode-se visualizar uma densidade maior ao redor de estudos de Davoodnabi, Mirhosseini e Shariati (2021) e Cai, Xu e Fu (2019), dando a entender que das frentes de estudo mais novas, essas estão mais desenvolvidas. Essas linhas de pesquisa se referem ao estudo da resistência ao cisalhamento de vigas de aço e de concreto armado durante ou após o incêndio. Davoodnabi, Mirhosseini e Shariati (2021) analisam a resistência ao cisalhamento entre vigas de aço e lajes de concreto, e Cai, Xu e Fu (2019) analisam a resistência residual de vigas de concreto armado usando redes neurais.

Ainda na Figura A.7, observando o lado direito da figura, pode-se notar manchas ainda avermelhadas e que estão começando a se expandir. No lado direito inferior estão os estudos de Rabi, Cashell e Shamass (2019) cujo enfoque está na análise à flexão e projeto de vigas de concreto armado com aço inoxidável. Acima de Alberio *et al.* (2019) está a linha de pesquisa desenvolvida por Zhang, Kodur e Huang (2019) que estudam o comportamento de vigas mistas aço-concreto de ponte sob ação localizada de incêndio.

Figura A.7 – Mapa de acoplamento bibliográfico

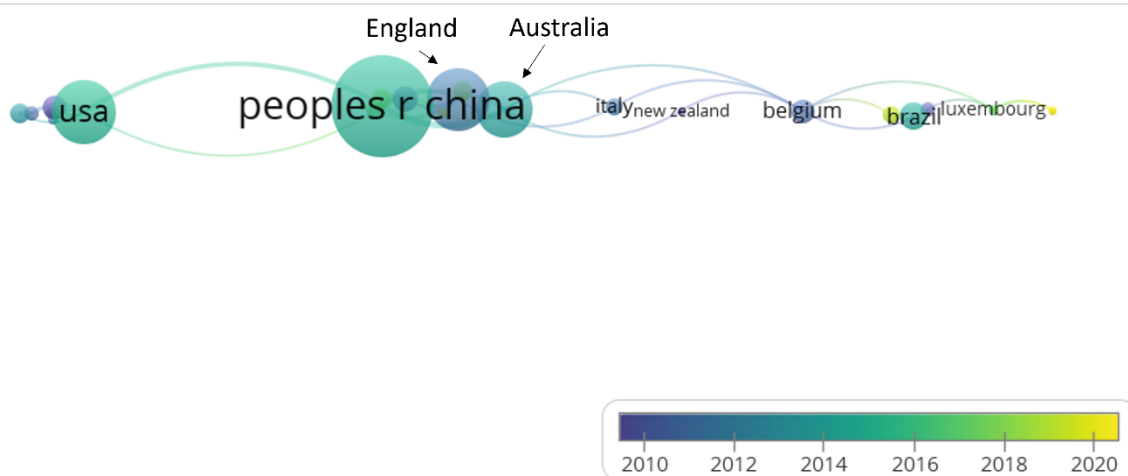


Fonte: Extraído do programa *Vosviewer*

A linha de pesquisa mais interessante para a dissertação em questão, é justamente a de Albero *et al.* (2019), discutida no capítulo 2. Essa linha de pesquisa se apresenta em expansão, pois mostra possíveis desenvolvimentos futuros para a pesquisa aqui tratada.

Para a quarta análise elaborada, foi utilizado o método de coautoria dos estudos, observando as parcerias entre países, utilizando os dados obtidos através da base de dados *Web of Science™* e importados para o programa *VOSviewer* para visualização. O mapa pode ser observado na Figura A.8.

Figura A.8 – Mapa de rede da parceria entre países



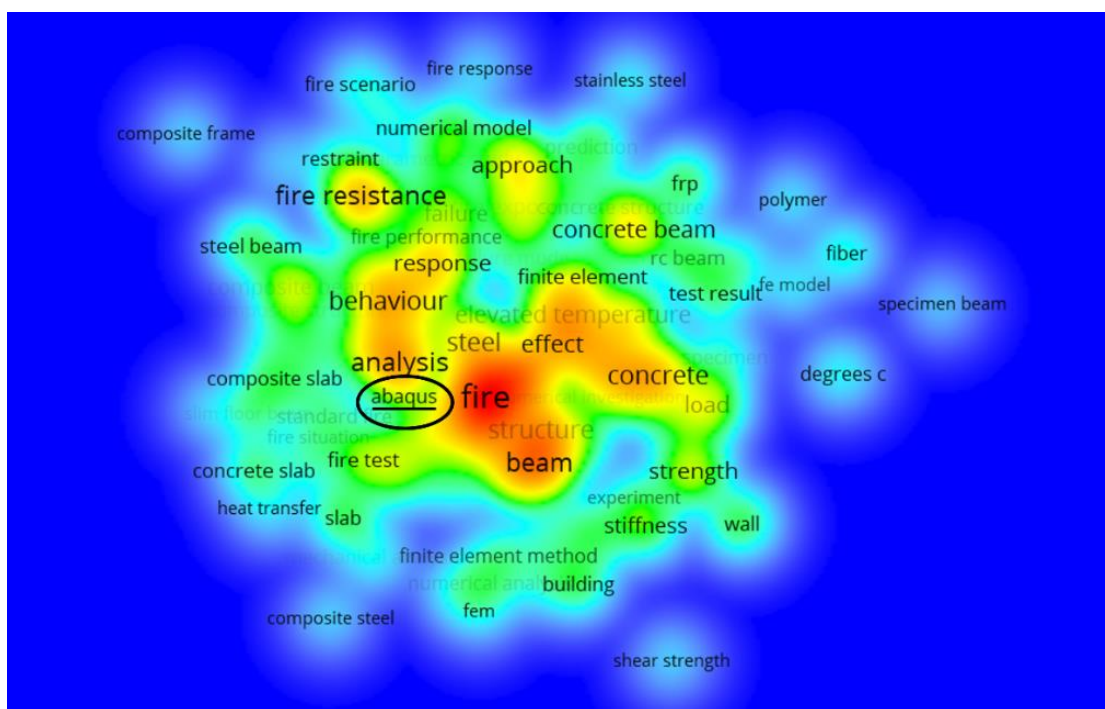
Fonte: Extraído do programa *Vosviewer*



Pela Figura A.8, percebe-se a contribuição dos países nas pesquisas, tendo a China uma participação central e recente, realizando parcerias próximas com Inglaterra e Austrália, seguida por Estados Unidos que realizaram parceria com outros países do continente asiático. É interessante observar que o Brasil aparece na figura com trabalhos realizados em parcerias com Portugal.

Por fim, o mapa de palavras é mostrado na Figura A.9. Nota-se que uma das palavras mais próximas do centro e mais próxima de incêndio é a palavra ABAQUS®, ou seja, o programa é largamente citado em resumos ou em palavras-chave de trabalhos publicados, demonstrando larga utilização na área.

Figura A.9 – Mapa de palavras



Fonte: Extraído do programa Vosviewer

Para o contexto brasileiro, foi realizada uma pesquisa com as mesmas palavras-chave, mas utilizando-se a base da SciELO, contida na *Web of Science*. Ao todo, foram obtidos 5 trabalhos. O Quadro 1 apresenta os artigos e suas principais abordagens.

Quadro 1 – Artigos detectados em contexto nacional

<b>Autores</b>	<b>Título</b>	<b>Principais abordagens</b>	<b>Ano</b>
Rigobello, R; Almeida, SJC; Neto JM; Malite, M; Silva, VP	Influência da vinculação em modelos numéricos de vigas mistas de aço e concreto em situação de incêndio	Utilização do ANSYS® para comparar o tempo de colapso de um sistema de viga mista aço-concreto entre duas condições de vinculação (biapoiada e engastada).	2010
Rocha, FM; Neto, JM	Análise de vigas mistas de aço e concreto pertencentes a pisos de baixa altura em situação de incêndio: ênfase à influência dos modelos constitutivos do concreto	Utilização do DIANA® para avaliação do desempenho termoestrutural de um sistema de viga de aço embutida em laje de concreto.	2014
Caldas, RB; Fakury, RH; Sousa Jr, M	Finite element implementation for the analysis of 3D steel and composite frames subjected to fire	Apresentação de formulação numérica para análise de estruturas tridimensionais em situação de incêndio.	2014
Romagnoli, LC; Silva, VP	Numerical analysis of composite steel and concrete beams subjected to fire under different support conditions	Avaliação do comportamento de vigas mistas semicontínuas em situação de incêndio através do ABAQUS®, variando propriedades geométricas e condições de contorno dos elementos.	2020
Neves, NS; Camargo, RS; Azevedo, MS	Advanced computer model for analysis of reinforced concrete and composite structures at elevated temperatures	Desenvolvimento de modelo computacional para estimar o comportamento de estruturas de concreto armado e mistas de aço e concreto em incêndio.	2021

Fonte: O autor



