



**FCTUC** DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL  
FACULDADE DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

# **Modelação Numérica de Pilares de Betão Armado com Dilatação Térmica Restringida Sujeitos a Incêndio**

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Civil  
na Especialidade de Estruturas

**Autor**

**António Filipe Sousa e Silva Correia**

**Orientador**

**Profº Doutor João Paulo Correia Rodrigues**

Esta dissertação é da exclusiva responsabilidade do seu autor, não tendo sofrido correcções após a defesa em provas públicas. O Departamento de Engenharia Civil da FCTUC declina qualquer responsabilidade pelo uso da informação apresentada

**Coimbra, Julho, 2013**

## Agradecimento

Ao terminar o presente trabalho cumpre agradecer a todos, pessoas ou entidades, que contribuíram positivamente para que este fosse possível e que chegasse a bom termo.

Em particular desejo agradecer àquelas pessoas que, pela importância pessoal, profissional ou científica permitiram a conclusão deste trabalho.

Em primeiro lugar desejo exprimir ao Prof. Doutor João Paulo Correia Rodrigues, o meu reconhecimento e gratidão por acreditar, pela confiança, pela compreensão que teve comigo e pelo apoio incondicional imbuído de uma nobreza de carácter ímpar, e por expressar oportuna e consistentemente aquela palavra cujo estímulo foi crucial para o contínuo andamento do trabalho.

Aos companheiros de trabalho e das reuniões de grupo de fogo, em especial ao Luís Laím e Hélder Craveiro, por toda a colaboração e entreaajuda.

À Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra (FCTUC), ao Departamento de Engenharia Civil (DEC), que em termos institucionais permitiram as condições essenciais para a realização deste trabalho.

Aos meus amigos estou grato pela forma constante como me apoiaram e incentivaram. Aos meus pais por todo o amor, carinho, ajuda e apoio que sempre me deram e por sempre me terem incentivado a estudar. Uma palavra final de agradecimento à minha esposa Helena e à minha filha Mariana por existirem e por toda a compreensão, carinho e apoio.

O meu muito obrigado.

## Resumo

Os elementos estruturais, quando submetidos à ação do fogo, aumentam a sua temperatura, provocando diminuição da resistência e rigidez dos materiais, bem como esforços adicionais nas estruturas hiperestáticas, induzidos pelas deformações térmicas. Em situação de incêndio, as estruturas devem atender a um tempo mínimo de resistência ao incêndio (normalizado) requerido por legislação, a fim de garantir a minimização de prejuízos.

A realização de ensaios experimentais para determinação da resistência ao fogo em pilares de betão armado à escala real são morosos e acarretam custos elevados. Por estes factos, a utilização de métodos avançados de cálculo apresentam, atualmente, um crescimento significativo. Esta evolução foi fomentada pela entrada em vigor da parte 1-2 da EN1992, na qual para além da verificação utilizando métodos tabelados e simplificados de cálculo e verificação experimental, permite a verificação através da utilização de métodos avançados de cálculo, aplicados à globalidade da estrutura ou a elementos isolados.

Assim neste trabalho desenvolveram-se modelos numéricos de elementos finitos com o programa de computador Abaqus para simular o comportamento de pilares de betão armado ao fogo.

As variáveis em estudo nos ensaios experimentais foram a taxa de armadura longitudinal, a esbelteza do elemento, a rigidez da estrutura circundante, o nível de carregamento e a excentricidade de aplicação do mesmo.

Neste trabalho realizaram-se simulações numéricas de pilares de secção transversal quadrada e circular. Nos primeiros, a taxa de armadura longitudinal variou entre 1,23% e 3,14%, a esbelteza entre 50,5 e 90,9 e a rigidez da estrutura circundante entre 13,1 KN/mm e 45 KN/mm. Nos segundos, a taxa de armadura situou-se entre 1,38% e 3,84%, a esbelteza entre 47 e 57 e a rigidez da estrutura circundante entre 13,1 KN/mm e 128,3 KN/mm. No que se refere ao nível de carregamento apenas se simulou para 70% do esforço axial resistente.

As simulações efetuadas conseguiram reproduzir a evolução da temperatura na secção com um grau satisfatório. No que se refere à força de restrição e deslocamentos, em alguns dos modelos as simulações afastaram-se dos resultados experimentais. No tempo de resistência, de uma forma geral, as simulações conseguiram aproximar-se dos resultados experimentais.

O betão é um material altamente complexo, apresentando um comportamento não linear e fenómenos que os modelos dos materiais previstos na biblioteca do Abaqus não conseguem retratar e que influenciam de forma significativa os resultados, exemplo destes são a fissuração e o spalling.

## **Palavras Chave**

fogo; resistência; pilar; betão; restrição; modelação; numérica;

## Abstract

The structural elements, when submitted to the action of fire, raise their temperature provoking the decrease of the resistance and stiffness of materials as well as provoking additional strain in the hyperstatic structures which is induced by the thermic deformations. In case of fire, structures must respond to a minimal time of fire resistance (standardized) which is required by legislation in order to guarantee the minimization of hazard.

The realization of experimental trials for the determination of fire resistance in reinforced concrete pillars in full-scale is slow and expensive.

For this reason, the use of advanced calculation methods represents a significant increase nowadays.

This development was fomented by the implementation of the 1-2 part of the EN1992, in which the verification using simplified methods and the experimental verification allow the verification through the utilization of advanced calculation methods applied to the global structure or to isolated elements.

Thus, in this project, there were developed numerical models of finite elements using the Abaqus software in order to simulate the behavior of reinforced concrete pillars to fire.

The variables in study during the experimental trials were the longitudinal reinforcement ratio, the slenderness of the element, the rigidity of the surrounding structure, the level of load and the eccentricity of its application.

In this project there were made numerical simulations of square and circular transversal section pillars. In first ones, the longitudinal reinforcement ratio ranged between 1,23% and 3,14%, the slenderness ranged between 50,5 and 90,9 and the rigidity of the surrounding structure ranged between 13,1 KN/mm and 45 KN/mm. In the second ones, the reinforcement ratio was between 1,38% and 3,84%, the slenderness ranged between 47 and 57 and the rigidity of the surrounding structure ranged between 13,1 KN/mm e 128,3 KN/mm. In which refers to the load level it was only simulated for 70% of the resistant axial strain.

The simulations were able to reproduce the development of temperature in the section in a satisfactory level. In what refers to the restraining force and displacements, in some of the models the simulations drifted from the experimental results. As for the resistance time, the simulations were able to globally match the experimental results.

Concrete is a highly complex material which show a nonlinear behavior and phenomena which the models of materials previewed in the Abaqus database can't represent, and which influence the results in a significant manner, are for example cracking and spalling.

### **Keywords**

fire; resistance; columns; reinforced concrete; restraining forces; modeling; numerical;

## ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO .....	1
1.1	Considerações gerais.....	1
1.2	Motivação .....	2
1.3	Objetivo .....	2
1.4	Organização da tese .....	3
2	ESTADO DA ARTE .....	5
2.1	Comportamento do betão em situação de incêndio .....	5
2.2	Modelação experimental do comportamento de pilares de betão ao fogo.....	8
2.3	Modelação numérica do comportamento de pilares de betão ao fogo.....	9
2.3.1	Modelos termo-mecânicos.....	10
2.3.2	Modelos termo-chemo-hidro-mecânicos.....	14
2.4	Spalling do betão .....	19
2.5	Considerações finais .....	22
3	PROPRIEDADES DO BETÃO E DO AÇO A ALTAS TEMPERATURAS .....	23
3.1	Propriedades do betão normal a altas temperaturas.....	23
3.1.1	Propriedades físicas .....	23
3.1.2	Propriedades mecânicas.....	23
3.1.3	Propriedades térmicas.....	28
3.2	Propriedades do aço para betão armado a altas temperaturas.....	30
3.2.1	Propriedades físicas .....	30
3.2.2	Propriedades mecânicas.....	30
3.2.3	Propriedades térmicas.....	32
3.3	Considerações finais .....	33
4	MODELAÇÃO EXPERIMENTAL .....	34
4.1	Sistema de ensaio.....	34
4.1.1	Condições de fronteira.....	34
4.1.2	Aplicação da ação mecânica.....	35
4.1.3	Ação Térmica .....	36

---

4.1.4	Medição de grandezas .....	36
4.2	Ensaaios experimentais utilizados na modelação numérica .....	36
4.2.1	Pilares de secção quadrada .....	36
4.2.2	Pilares de secção circular.....	37
5	MODELAÇÃO NUMÉRICA.....	39
5.1	Introdução .....	39
5.2	Modelo numérico .....	40
5.3	Imperfeições geométricas .....	42
5.4	Análise térmica .....	43
5.4.1	Propriedades térmicas dos materiais e demais parâmetros térmicos usados nas simulações numéricas .....	43
5.4.2	Ação térmica.....	44
5.5	Análise mecânica .....	46
5.5.1	Propriedades dos materiais .....	47
5.5.2	Modelos adotados para os materiais.....	47
5.6	Calibração do modelo numérico .....	48
5.6.1	Distribuição de temperaturas .....	48
5.6.2	Força, força de restrição e resistência ao fogo.....	49
5.6.3	Deformações axiais.....	52
6	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES PARA ESTUDOS FUTUROS .....	53
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	55

## LISTA DE ANEXOS

- ANEXO I - Resultados obtidos no processo de calibração na modelação numérica
- ANEXO II - Resultados obtidos na modelação numérica considerando a temperatura nos termopares
- ANEXO III - Análise comparativa entre os métodos simplificados de cálculo, resultados experimentais e resultados das simulações numéricas
- ANEXO IV – Aplicação do modelo numérico a pilares com outras características

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1. Spalling devido à combinação dos mecanismos de pressão nos poros e tensões térmicas.....	19
Figura 2. Módulo de elasticidade em função da temperatura segundo vários autores .....	23
Figura 3. Fatores de redução [Kc] do módulo de elasticidade do betão em função da temperatura .....	25
Figura 4. Coeficientes de redução das tensões de compressão do betão de agregados calcários e siliciosos .....	26
Figura 5. Diagrama tensão-extensão para o betão segundo a norma EN1992-1-2.....	26
Figura 6. Diagrama de tensão-extensão para betão de agregados calcários [P. quadrados].....	26
Figura 7. Diagrama de tensão-extensão para betão de agregados calcários [P. circulares] .....	27
Figura 8. Extensão térmica do betão .....	28
Figura 9. Dilatação térmica do betão.....	28
Figura 10. Calor específico do betão.....	29
Figura 11. Condutibilidade térmica do betão .....	29
Figura 12. Extensão térmica do aço para betão .....	30
Figura 13. Dilatação térmica do aço em função da temperatura .....	30
Figura 14. Módulo de elasticidade do aço em função da temperatura .....	31
Figura 15. Relação tensão-extensão para o aço em função da temperatura, EN1992-1-2 .....	31
Figura 16. Tensão de cedência do aço S500 em função da temperatura.....	31
Figura 17. Tensão de cedência do aço S500 em função da temperatura.....	32
Figura 18. Calor específico do aço em função da temperatura .....	33
Figura 19. Condutibilidade térmica do aço .....	33
Figura 20. Vista geral do sistema de ensaio .....	34
Figura 21. Restrição mínima L = 3m [Designada por R1 ou Rmín] .....	35
Figura 22. Restrição intermédia, L = 2m [Designada por R2] .....	35
Figura 23. Restrição máxima, L = 1,5m [Designada por Rmáx] .....	35
Figura 24. Designação e numeração das secções e dos termopares nos pilares quadrados e circulares.....	37
Figura 25. Elemento 3D para o betão .....	40
Figura 26. Elemento 3D para os varões de aço .....	40
Figura 27. Elemento 3D para o betão com os varões modelados em "wire" .....	40
Figura 28. Elemento de 2 nós e um ponto de integração [à esquerda] e Elemento hexaedro de 8 nós [à direita].....	41
Figura 29. Modelação do sistema com molas [à esquerda] e com as vigas do pórtico de restrição [à direita].....	41
Figura 30. Imperfeições geométricas: Curva circular e sinusoidal .....	43
Figura 31. Análise de encurvadura.....	43

Figura 32. Perfil de temperatura numa secção com elementos solid-solid [à esquerda] e elementos solid-wire [à direita] .....	45
Figura 33. Aplicação da temperatura média entre termopares - termopar T3 aos 30 minutos do pilar P25-25-R2 .....	45
Figura 34. Perfil de temperatura constante entre L=2.3 e L=3m da altura do pilar .....	46
Figura 35. Perfil de temperatura constante entre L=1.5 e L=2.3m da altura do pilar .....	46
Figura 36. Perfil de temperatura constante entre L=0.7 e L=1.5m da altura do pilar .....	46
Figura 37. Perfil de temperatura constante entre L=0 e L=0.7m da altura do pilar .....	46
Figura 38. Aplicação da carga no modelo .....	46
Figura 39. Temperatura em função do tempo na secção transversal S3: experimental vs numérico (modelo P16-10-R2).....	49
Figura 40. Temperatura em função do tempo na secção transversal S2: experimental vs numérico (modelo PC25-20-RMáx).....	49
Figura 41. Relação P/P0 em função do tempo para o modelo P16-16-R2 .....	51
Figura 42. Força exercida pelo pilar em função do tempo para o modelo P16-16-R2.....	51
Figura 43. Força de restrição exercida pelo pilar na estrutura circundante em função do tempo para o modelo P16-16-R2.....	52
Figura 44. Deslocamento axial em função do tempo do modelo P16-16-R1 .....	52

## ÍNDICE DE TABELAS

Quadro 1. Coeficientes de redução do módulo de elasticidade do betão em função da temperatura [Schneider] .....	24
Quadro 2. Coeficientes de redução do módulo de elasticidade em função da temperatura [DTU] .....	24
Quadro 3. Fatores de redução para os principais parâmetros definidores das relações tensão-extensão de betões de agregados siliciosos ou calcários em função da temperaturas.....	25
Quadro 4. Coeficientes para a expressão proposta por Hertz.....	27
Quadro 5. Parâmetros para definir a relação tensão extensão no aço para betão armado .....	32
Quadro 6. Rigidez axiais e rotacionais do pórtico de restrição .....	35
Quadro 7. Propriedades dos pilares retangulares ensaiados experimentalmente .....	37
Quadro 8. Resistência dos pilares quadrados nos ensaios experimentais.....	37
Quadro 9. Propriedades dos pilares circulares ensaiados experimentalmente .....	38
Quadro 10. Resistência dos pilares quadrados nos ensaios experimentais.....	38
Quadro 11. Resultados das forças de restrição máximas P. Quadrados .....	50
Quadro 12. Resultados dos tempos críticos P. Quadrados .....	50
Quadro 13. Resultados dos deslocamentos máximos P. Quadrados .....	50
Quadro 14. Resultados das forças de restrição máximas P. Circulares.....	50
Quadro 15. Resultados do tempo crítico P. Circulares.....	51
Quadro 16. Resultados dos deslocamentos máximos P. Circulares .....	51

## ABREVIATURAS

ACI	American concrete Institute
ASTM	American Society for Testing and Materials
BS	British Standards
DEC	Departamento de Engenharia de Civil
DTU	Document Technique Unifie
EC	Eurocódigo
EN	Norma europeia
FCTUC	Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra
FE	Elementos Finitos
MEF	Método dos Elementos Finitos
LEME	Laboratório de Ensaios de Materiais e Estruuras
UC	Universidade de Coimbra

## SIMBOLOGIA

### Maiúsculas latinas

A	Área
$A_c$	Área da secção transversal de betão
$A_s$	Área da secção transversal da armadura longitudinal de um elemento de betão armado
C	Calor específico
$C_c$	Calor específico do betão normal
$C_{c,pico}$	Valor máximo do calor específico do betão
$C_s$	Calor específica do aço
$E_c$	Valor do módulo de elasticidade do betão à temperatura ambiente
$E_c^T$	Valor do módulo de elasticidade do betão para a temperatura T
$E_{cm}$	Valor médio do módulo de elasticidade do betão

---

$E_d$	Valor de cálculo dos esforços a temperatura ambiente
$E_{fi,d}$	Valor de cálculo dos esforços em situação de incêndio
$E_{fi,d,t}$	Valor de cálculo dos esforços em situação de incêndio, no instante $t$
$E_{fi,d,t=0}$	Valor de cálculo dos esforços em situação de incêndio, no instante $t=0$
$EI$	Rigidez de flexão de um elemento
$E_s$	Modulo de elasticidade do aço a temperatura ambiente
$E_{s,\theta}$	Modulo de elasticidade do aço a temperatura $\theta$
$F$	Força
$K_E$	Fator de redução do módulo de elasticidade do betão em função da temperatura
$T$	Temperatura [°C]

### Minúsculas latinas

$f_{yd}$	Valor de cálculo da tensão de rotura do aço
$f_{yk}$	Valor característico da resistência à tração do aço
$f_{ck}$	Valor característico da resistência à compressão do betão
$f_{cd}$	Valor de cálculo da resistência à compressão do betão
$f_{ck(\theta)}$	Valor característico da resistência à compressão do betão à temperatura $\theta$
$f_{ck,t(\theta)}$	Valor característico da resistência à tração do betão à temperatura $\theta$

### Letras minúsculas gregas

$\varepsilon_c(\theta)$	Extensão térmica do betão
$\varepsilon_s(\theta)$	Extensão térmica do aço das armaduras para betão armado
$\lambda$	Esbelteza
$\mu_\theta$	Coefficiente de Poisson de betões jovens em função da temperatura
$\lambda_c$	Condutibilidade térmica do betão [W/m.K]
$\lambda_{0,fi}$	Esbelteza do pilar em situação de incêndio
$\theta$	Temperatura

## 1 INTRODUÇÃO

### 1.1 Considerações gerais

As estruturas de betão armado são a base da maioria dos edifícios construídos. Estas são conhecidas por terem bom comportamento em situação de incêndio, pois apresentam baixa condutibilidade térmica e, conseqüentemente, bom isolamento térmico e é um material incombustível [9]. Os pilares são dos elementos mais importantes da estrutura de tal forma que o seu colapso pode levar à ruína total de um edifício. Contudo, as vigas e lajes que descarregam as cargas existentes no edifício, embora não tendo uma função primária de estabilidade, o seu colapso em situação de incêndio pode condicionar o resto da estrutura. Por isso a segurança contra incêndios deve ser uma preocupação permanente nos projetistas.

O comportamento dos elementos estruturais de betão armado quando exposto ao fogo é complexo. A exposição de elementos de betão a temperaturas elevadas provoca uma degradação das propriedades mecânicas e químicas deste material e estabelece as condições para a possibilidade de ocorrência de spalling. Este acontecimento pode comprometer irremediavelmente a funcionalidade do elemento estrutural. De facto, em resultado do destaque do betão de recobrimento, as armaduras longitudinais e transversais ficam expostas, reduzindo, conseqüentemente e de forma significativa, a capacidade resistente dos elementos estruturais. Assim, a ação da temperatura sobre o betão faz-se sentir mais rapidamente, pois a secção resistente vai diminuindo com a progressão do spalling [13].

Para além disto, aquando do aquecimento existe uma elevada expansão térmica, a qual pode causar no elemento em análise e na estrutura vizinha imposição de esforços importantes que interessa contabilizar. Estes esforços não são normalmente considerados nos projetos de edifícios correntes. Aliás em geral os procedimentos de projeto para garantir uma dada resistência ao fogo, para determinados critérios, passam apenas por garantir uma distância mínima do eixo das armaduras à face exterior dos elementos. Este método é designado, na EN1992-1-2, por método dos valores tabelados. Para além deste, a norma contempla, os métodos simplificados de cálculo e os métodos avançados de calculo. Este trabalho incide sobre estes últimos.

## 1.2 Motivação

Com entrada em vigor da EN 1992-1-2 (2010) a verificação da resistência ao fogo pode ser realizada através de três níveis distintos:

- i) Valores tabelados;
- ii) Métodos simplificados de cálculo;
- iii) Métodos avançados de cálculo.

Desta forma, um dos meios de dispensar a verificação da resistência ao fogo através de ensaios realizados à escala, que são só por si muito dispendiosos, é o recurso a software sofisticado para simular o comportamento dos elementos estruturais ao fogo e assim determinar a sua resistência ao fogo.

## 1.3 Objetivo

Com o presente trabalho pretende-se desenvolver um modelo numérico adequado para simular o comportamento ao fogo de pilares de betão com dilatação térmica restringida. Para se atingir este objetivo partiu-se de resultados experimentais obtidos no passado recente do Laboratório de Ensaio de Materiais e Estruturas (LEME) do DEC-UC.

Para a realização deste estudo, desenvolve-se um modelo numérico para análise não linear geométrica e de material via Método dos Elementos Finitos (MEF), utilizando o programa comercial de elementos finitos Abaqus, comercializado pela Simulia. O conjunto de produtos Abaqus consiste em três produtos principais: Abaqus / Standard, Abaqus / Explicit e Abaqus / CAE. Este software é capaz de considerar numa mesma análise a não-linearidade de material, com uma vasta biblioteca de modelos constitutivos, a não-linearidade geométrica: grandes deslocamentos e a não-linearidade de contato. O seu campo de aplicação é cada vez maior, sendo atualmente aplicado a áreas como: a energia, o automobilismo, aeroespacial, naval, medicina, engenharia, entre muitas outras áreas. Neste trabalho utilizou-se Abaqus / CAE.

Uma das vantagens da modelação numérica é permitir a realização do estudo paramétrico, uma vez que permite variar separadamente cada variável, mantendo as restantes constantes, e estudar o seu efeito. Este tipo de estudo é delicado de realizar experimentalmente pois é difícil controlar todas as variáveis e por ser economicamente dispendioso.

#### **1.4 Organização da tese**

A presente tese de mestrado integrado é constituída por sete capítulos e quatro anexos, apresentando-se seguidamente uma descrição sumária do conteúdo dos mesmos.

No Capítulo 1 faz-se a introdução do trabalho, apresenta-se o enquadramento do tema, indicam-se os objetivos do trabalho e a sua organização.

No Capítulo 2 apresenta-se o estado da arte relativamente ao estudo do comportamento do betão e do comportamento de pilares de betão armado em situação de incêndio. Segue-se uma pesquisa sobre modelação experimental de pilares sujeitos a incêndio, no qual se descrevem alguns estudos experimentais e sistematiza-se a influência de alguns parâmetros no comportamento destes elementos ao fogo. De seguida realiza-se uma pesquisa sobre os modelos numéricos na modelação de pilares de betão submetido a elevadas temperaturas, nomeadamente os modelos termo-mecânicos e os modelos termo-chemo-hidro-mecânicos. Dar-se-á mais relevância a estes últimos por serem mais complexos, e por simular de forma mais adequada o comportamento do betão a elevadas temperaturas. Apresenta-se também uma pesquisa sobre o fenómeno de spalling uma vez que se trata de um dos fenómenos mais determinantes na resistência de pilares de betão ao fogo.

No Capítulo 3 faz-se uma descrição das propriedades físicas, mecânicas e térmicas do betão e do aço das armaduras ordinárias a altas temperaturas.

No Capítulo 4 apresenta-se um resumo sobre os ensaios experimentais realizados no LEME do DEC da UC, no âmbito do estudo do comportamento de pilares de betão armado ao fogo com dilatação térmica restringida. Começa-se por descrever o sistema de ensaio utilizado. Ensaaiaram-se experimentalmente secções quadradas e circulares, com características diferentes e cenários de carga diferentes. Também é descrita a forma como foi realizada a aquisição dos dados, bem como a designação utilizada para descrever os modelos.

No Capítulo 5 aborda-se a modelação numérica ao fogo de pilares de betão com dilatação térmica restringida realizada neste trabalho. Efetua-se uma descrição dos modelos numéricos e uma descrição do processo de calibração elaborado durante a realização deste trabalho. Neste mesmo capítulo apresenta-se uma análise comparativa entre os resultados com eles obtidos e os obtidos experimentalmente.

No Capítulo 6 apresentam-se as principais conclusões a que se chegou após a realização deste trabalho. Referem-se ainda possíveis desenvolvimentos de investigação futura.

No Capítulo 7 lista-se as referências bibliográficas consultadas para a realização deste trabalho.

Por último apresentam-se um conjunto de Anexos que complementam a informação apresentada nos diversos capítulos.

No Anexo I apresenta-se os resultados obtidos com os modelos numéricos de elementos finitos desenvolvidos com o programa Abaqus para simular o comportamento experimental observado, efetuando-se uma comparação entre a evolução de temperatura, a resistência, a deformação axial e a força de restrição para todos os modelos utilizados para calibrar o modelo.

Uma abordagem alternativa considerando a temperatura nos termopares foi realizada e os seus resultados são apresentados no Anexo II.

No Anexo III realiza-se uma análise comparativa da resistência entre os métodos simplificados de cálculo, resultados experimentais e os resultados das simulações numéricas.

No Anexo IV apresentam-se simulações numéricas para outras secções efetuando-se uma análise paramétrica para estudar o efeito da percentagem de armadura, da restrição à dilatação térmica, da esbelteza e da distribuição da armadura na secção, na resistência ao fogo.

## 2 ESTADO DA ARTE

### 2.1 Comportamento do betão em situação de incêndio

As altas temperaturas degradam as propriedades mecânicas e alteram as suas propriedades térmicas e físicas. Segundo o EN1992-1-2 (2010), aos 600°C o betão apresenta uma redução da resistência característica à compressão de 55 e 40%, para betão de agregados siliciosos e calcários, respetivamente. Aos 800°C, temperatura muito plausível em situação de incêndio, apresentam uma redução de 85 e 73%, respetivamente.

Segundo Fletcher et al, [16], o comportamento do betão ao fogo está relacionado com alterações químicas que ocorrem no betão sujeito a altas temperaturas. O betão é um material muito heterogêneo, constituído por cimento, agregados, ar e água, pelo que a compreensão da resposta do material quando exposto ao fogo é especialmente complexa. Para temperaturas entre os 100-140°C a água livre vaporiza contribuindo para o aumento da pressão de vapor no betão. Por volta dos 400°C o hidróxido de cálcio presente no cimento começa a desidratar gerando ainda mais vapor de água. Sensivelmente por volta dos 575°C o quartzo presente nos agregados aumenta de volume, e os agregados calcários decompõem-se aos 800°C.

Uma propriedade que contribui para a redução significativa das propriedades resistentes do betão é a diferente extensão térmica dos seus constituintes, nomeadamente, cimento e agregados, contribuindo para uma maior fendilhação e spalling. No que se refere à condutibilidade térmica, o betão apresenta uma condutibilidade térmica muito mais baixa que o aço, contribuindo para manter baixa a temperatura no interior do elemento, conservando desta forma as características originais.

Segundo Castro et al [14], o comportamento do betão submetido a altas temperaturas é determinado pela matriz de cimento, agregados, teor de humidade, estrutura de poros e carregamento aplicado, além da temperatura máxima, tempo de exposição e taxas de aquecimento e arrefecimento.

Segundo Dal Pont, et al [46], [47] os fenómenos físicos que ocorrem no betão durante o aquecimento do mesmo são complexos e cada processo está correlacionada com os outros. Estes mesmos autores referem que os principais fenómenos envolvidos são a condutibilidade térmica (que depende do grau de saturação do material), difusão e os fluxos de líquido (ar e vapor de água que preenchem os poros) devido a gradientes de concentração e de pressão, efeitos capilares (devido a tensões exercidas na superfície), mudança de fase da água e transformações químicas (por exemplo desidratação da pasta de cimento) o que envolve uma considerável quantidade de energia consumida. Estes fenómenos induzem alterações na microestrutura do material, que podem alterar estes processos de transferência de calor e

massa. Por exemplo, a permeabilidade tem um acentuado aumento acima 378,15K, isto é, quando começa a desidratação.

A altas temperaturas o betão sofre alterações físicas e químicas, que alteram as suas propriedades de uma forma pouco linear devido à heterogeneidade do betão constituído pela pasta de cimento e pelos agregados. Para predeterminar a resposta de estruturas de betão durante e após a exposição em elevadas temperaturas é essencial que as propriedades microestruturais deste material sejam totalmente compreendidas [33]. A estrutura do betão pode ser dividida em aproximadamente três níveis:

- a. micro ( $< 1 \mu\text{m}$ );
- b. meso (entre  $1 \mu\text{m}$  e  $1 \text{cm}$ ) e
- c. macro ( $> 1 \text{cm}$ )

Nos níveis micro e meso o betão sofre tanto mudanças físicas quanto químicas. Fisicamente, as dilatações e as retrações térmicas promovem uma grande mudança de volume que resulta em altas tensões e deformações internas, levando à microfissuração e, conseqüentemente, à redução da resistência mecânica do material. Adicionalmente, a estrutura de poros (porosidade, térmicos e hídricos são formados permitindo a migração da água (difusão e secagem) e, no caso particular dos betões de alta resistência, ocorre o desenvolvimento de altas pressões nos poros, levando ao spalling do material. Quimicamente, as altas temperaturas aumentam a desidratação e promovem a decomposição da pasta de cimento endurecida e dos agregados. No nível macro, em função das alterações observadas nos níveis anteriores, a resistência, a dureza e a tenacidade – propriedades fundamentais para o comportamento do betão na rotura – são reduzidas e o material passa por deformações irreversíveis, aumentando o dano na estrutura [34].

Estes processos começam quando o betão atinge os 100-140°C, iniciando-se a vaporização da água livre, esta transformação da água provoca um aumento da pressão de vapor no interior do betão. Para temperaturas na ordem dos 400°C o hidróxido de cálcio presente no cimento começa a desidratar gerando mais vapor de água, contribuindo para o aumento da pressão de vapor e traduzindo-se numa redução significativa das propriedades resistentes do material.

O Quartzo aumenta de tamanho para temperatura na ordem dos 575°C provocando aumento dos agregados. Aos 800°C os calcários decompõem-se. de tal forma que estas variações volumétricas e as diferentes dilatações térmicas entre a pasta de cimento e os agregados podem provocar fissuração.

Num estudo realizado por Xiao e Konig [18] concluiu-se que o comportamento ao fogo de betões de alta resistência é distinto dos betões correntes, nomeadamente, a redução mais drástica do módulo de elasticidade nos primeiros para uma determinada temperatura. Outras conclusões interessantes foram que a resistência mecânica do betão durante o incêndio é superior comparativamente com o após incêndio e que os betões apresentam uma perda significativa das suas propriedades mecânicas por volta dos 300°C. Também se verificou que

o betão apresenta comportamento diferente em função do tipo de arrefecimento, a resistência à compressão é mais afetada no arrefecimento com água do que no arrefecimento ao ar. A pasta de cimento e os agregados apresentam diferentes extensões térmicas causando fendilhação e spalling no betão.

As alterações físicas e químicas do betão têm como consequência uma redução da resistência à compressão, que se mantém sensivelmente constante até próximo dos 600°C, reduzindo-se drasticamente para temperaturas superiores. A temperatura crítica do aço situa-se entre os 500 e os 550°C, sendo apenas ligeiramente inferior à temperatura para a qual o betão mantém as propriedades constantes. No entanto, a condutibilidade térmica do betão é muito mais baixa que a do aço, pelo que, grande parte da secção mantém as características resistentes originais. Segundo Castro, et al [14] apesar de o betão ser considerado um material com bom comportamento à ação do fogo, verifica-se, na prática que o seu desempenho é consideravelmente prejudicado pelas altas temperaturas. Além disso, o comportamento do betão normal e do betão de alta resistência sob altas temperaturas é distinto. O betão de alta resistência apresenta uma maior sensibilidade às altas temperaturas devido à sua porosidade reduzida, sendo as duas diferenças principais relacionadas com a perda relativa das propriedades mecânicas (resistência à compressão e módulo de elasticidade) e com a ocorrência de spalling na faixa de temperatura entre os 100 °C e 400 °C. A utilização de fibras de polipropileno melhora o comportamento do betão devido a mecanismos potenciais para o alívio da pressão nos poros que podem ser de duas formas: os reservatórios descontínuos (bolhas de ar e microfissuras) para acomodar o vapor em expansão e os canais contínuos para a migração do vapor de água. A eficiência dos mecanismos de alívio de pressão não depende apenas das características do material polipropileno, mas também das características da própria fibra relacionadas com suas dimensões.

Um outro dado cientificamente irrefutável é que o fenómeno de spalling compromete drasticamente a capacidade resistente ao fogo de elemento de betão. Este assunto e seus fatores serão abordados num subcapítulo independente.

Segundo Khoury [13], o material betão quando submetido a altas temperaturas apresenta alguns aspetos positivos relativamente ao aço. Elas são a incombustibilidade e as boas propriedades de isolamento térmico, fruto da sua baixa condutibilidade térmica. Mas estas propriedades podem ser afetadas devido a deterioração das propriedades mecânicas com o aumento da temperatura, resultante de alterações físico-químicas e da possível perda de material devido ao fenómeno de spalling.

O aço para as armaduras também apresenta uma redução das propriedades. No entanto, o aço é um material homogéneo amplamente estudado, sendo por isso mais fácil prever o seu comportamento. Segundo Khoury [13], para temperaturas inferiores a 300 e 400°C, no caso de aço laminados a quente e endurecidos a frio, respetivamente, as propriedades resistentes dos aços para betão armado são conservadas. No entanto, segundo a mesma fonte, para uma

temperatura de 600°C existe uma redução de 53 e 60% do valor característico da tensão de cedência à tração, para aço laminado a quente e endurecido a frio, respetivamente.

## 2.2 Modelação experimental do comportamento de pilares de betão ao fogo

Um aspeto importante no estudo do comportamento de estruturas ao fogo é a considerável restrição que partes da estrutura não expostas ao fogo exercem sobre as partes sujeitas ao fogo, esta conclusão foi demonstrada por Huang et al [17].

Dotreppe et al, [31] estudaram experimentalmente a influência de alguns parâmetros no comportamento de pilares de betão armado sujeitos a incêndio. As conclusões mais significativas para além das mais evidentes, como o efeito negativo do acréscimo de carga, o aumento do comprimento dos pilares e a diminuição do recobrimento das armaduras, foram:

- a. Pilares com armaduras de grande diâmetro (25mm) conduziram a resistência ao fogo significativamente menores que as esperadas (não acontecendo o mesmo com armaduras de 12 e 16mm);
- b. Ensaio experimentais apresentaram uma grande variabilidade de resultados possivelmente influenciados por fenómenos de spalling;
- c. Para pilares de 0,30x0,30m<sup>2</sup> foi fácil verificar resistência ao fogo de 60 minutos.

Rodrigues et al, [32], estudaram experimentalmente a possibilidade de substituir os varões longitudinais de reforço nos pilares de betão por fibras de aço. Além disso, neste trabalho também se utilizaram fibras de polipropileno no betão, a fim de melhorar o comportamento ao fogo dos pilares de betão e evitar o spalling do betão uma vez que estas fibras sob ação do calor vão criar uma rede de microcanais para a saída do vapor de água. Concluíram que a utilização de fibras de polipropileno e de aço em betão melhora o comportamento dos pilares ao fogo. O uso de fibras de polipropileno podem controlar spalling, enquanto as fibras de aço fornecem alta ductilidade ao betão pós-fissuração. A substituição da armadura longitudinal por fibras de aço é possível até um certo nível a partir do qual a resistência ao fogo do pilar começa a diminuir. Por outras palavras, a coluna necessita sempre uma certa quantidade de varões de aço de reforço para resistir ao fogo. Assim, a substituição dos varões de aço de reforço por fibras de aço não é uma boa solução para a situação de incêndio.

Num estudo levado a cabo por Ali et al [5], ensaiaram-se 30 pilares de betão de elevada resistência, com secção transversal 127x127mm<sup>2</sup> e 1800 mm de comprimento. Todos os pilares apresentavam a mesma armadura longitudinal (4 varões de 12 mm) e transversal (varão de 6 mm). As variáveis em estudo foram o nível de carga e a taxas de aquecimento. Para o nível de carga aplicaram 20, 30, 40, 50 e 60% do esforço axial resistente e duas taxas de aquecimento foram testadas. Neste estudo concluíram que dos 30 pilares ensaiados 23 sofreram fenómenos de spalling, e este ocorreu nos primeiros 50 minutos de aquecimento. Verificaram que este é inicialmente em pequena escala sendo depois seguido por *spalling* mais severo. Os ensaios demonstraram que quanto maior o nível de carregamento maior o risco de spalling, principalmente para os pilares submetidos a baixa taxa de aquecimento.

Também demonstraram que o aumento do nível de carga de 20% para 60% provocou uma redução média da resistência de 65%. Outra constatação foi que baixas taxas de aquecimento reduzem o risco de spalling, mas aumentam os deslocamentos axiais devido a deformação térmica maiores. Verificaram que o spalling pode causar rotura prematura do pilar devido a perdas significativas da secção transversal.

### 2.3 Modelação numérica do comportamento de pilares de betão ao fogo

Os modelos numéricos para traduzir o comportamento do betão ao fogo tem registado uma grande evolução nos últimos anos, consumada com o surgimento de vários programas de elementos finitos. Exemplos mais vulgarmente conhecidos são o *SAFIR*, o *VULCAN*, o *TCD-Tempcalc-Design* e o *FINE-FIRE* e os programas comerciais como o *ABAQUS* ou o *ANSYS*.

O programa *SAFIR* foi desenvolvido na Universidade de Liège, Bélgica. É um programa de elementos finitos com modelação não-linear. O modelo tendo uma estrutura comum, realiza separadamente a análise térmica da estrutural. É possível modelar elementos 2D e 3D em aço, betão e mistos aço-betão [29].

Na Universidade de Sheffield, Inglaterra, tem vindo a ser desenvolvido o programa *VULCAN* para a análise tridimensional em situação de incêndio de estruturas de aço, de betão e mistas aço-betão [29]. O programa foi sendo aferido com inúmeros resultados experimentais obtidos através da análise em escala real em Cardington.

Na Suécia a empresa “*Fire Safety Design*” desenvolveu um pacote de programas de computador designado “*TCD-Tempcalc-Design*” para facilitar o dimensionamento de estruturas face a ação do fogo. Estes utilizam o método dos elementos finitos para a realização das análises térmica e mecânica e têm sido validados, desde 1985, com base nos resultados de numerosos ensaios experimentais.

O *Super-tempcalc* é um programa baseado no método dos elementos finitos com geração automática da malha de elementos bidimensionais e permite a análise da temperatura de estruturas sujeitas a incêndio (não-linear, transiente e de materiais cujas propriedades térmicas variam com a temperatura). Utiliza elementos triangulares e quadrangulares em coordenadas retangulares ou cilíndricas. A modelação da transferência de calor ao longo do tempo admite, nas suas fronteiras, convecção e radiação, assim como a existência de vazios e vários materiais na composição da secção das estruturas analisadas [11].

Os programas comerciais de elementos finitos *ABAQUS* e *ANSYS* são generalistas e possibilitam a análise de um vasto leque de problemas no qual se inclui a análise térmica e mecânica, separadas ou acopladas, de estruturas sujeitas a ação do incêndio.

Os primeiros modelos a surgir foram os modelos termo-mecânicos, sendo modelos muito simplistas. Nestes modelos a distribuição da temperatura é independente das propriedades

mecânicas [50]. Atualmente existem modelos muito complexos com o objetivo de traduzir o mais fielmente possível o comportamento ao fogo de pilares de betão, integrando uma grande parte dos fatores que influenciam o fenómeno de spalling.

Os modelos termo-chemo-hidro-mecânicos são complexos e combinam vários parâmetros, resultando no cálculo de pressão de poros que é posteriormente comparada com a capacidade resistente à tração do betão. São modelos de análise mecânica integrada, onde se considera a temperatura (termo), as propriedades hídricas (humidade e pressão nos poros) e as propriedades mecânicas do betão [8] [50].

O comportamento do betão ao fogo está relacionado com um grande número de variáveis como taxa de aquecimento, temperatura máxima de exposição, relação água/cimento, tipo e dimensão do agregado, teor de humidade, porosidade, resistência do betão, idade do betão, percentagem e forma de aplicação dos carregamento e forma da secção transversal. Uma integração e interação entre estas variáveis permitiriam retratar mais fielmente possível o comportamento do betão ao fogo, mas traduz-se em modelos muito complexos com grande exigência computacional. Segundo Dal Pont, et al [46] durante o aquecimento do betão ocorrem complexas interações que se traduzem num fenómeno não linear que exige uma abordagem completa e a acoplada destas variáveis.

Segundo Espinos, A. et al [28], devido às condições de simetria da secção bem como da deformada no caso de colunas rotuladas-rotuladas e encastradas-encastradas pode-se considerar na modelação apenas um quarto da coluna, ou seja metade da secção transversal e metade do seu comprimento. Nas colunas encastradas-rotuladas apenas é permitido analisar metade da secção transversal ao longo do seu comprimento total.

De seguida é realizado um levantamento do estado do conhecimento sobre os modelos termo-mecânicos e modelos termo-chemo-hidro-mecânico.

### **2.3.1 Modelos termo-mecânicos**

Os modelos termo-mecânicos são modelos simples baseados numa relação entre a temperatura e as propriedades para esse valor de temperatura. São modelos muito semelhantes aos apresentados pelos Eurocodigos, e como tal são simplistas e, normalmente, conservadores, obtendo-se valores do lado da segurança. Neste âmbito ficam por considerar a interação entre muitas variáveis e muitos fenómenos que ocorrem no betão durante o processo de aquecimento, nomeadamente a não consideração do fenómeno de spalling.

Os investigadores Ng e Mirza [50], em 1989 apresentaram um modelo numérico para estimar a resistência ao fogo de pilares de betão armado de secção quadrada carregados axialmente estudando a influência de vários parâmetros. Uma conclusão interessante foi a de que recobrimentos superiores a 50mm não influenciam significativamente o comportamento dos pilares quando sujeitos a incêndio.

Num trabalho realizado por Alberto [3], [19], tentaram traduzir os resultados experimentais de 11 pilares de betão armado utilizando este tipo de modelos numéricos. O software utilizado foi Abaqus/CAE. Na modelação deste trabalho recorreu-se a várias simplificações. Em primeiro, a análise térmica foi realizada em 2D, considerando o perfil de temperaturas na secção transversal representativa de todo o comprimento do pilar, os varões foram simulados como com tendo secção quadrada. O elemento finito utilizado foi um elemento quadrilátero isoparamétrico linear de quatro nós cuja designação no programa Abaqus é DC2D4. A modelação mecânica foi elaborada com elementos lineares, tendo calculado uma área homogeneizada a betão, em função da relação entre os módulos de elasticidade dos dois materiais. Nesta análise mecânica considerou-se um temperatura média da secção, definida a partir da temperatura no local dos termopares e áreas de influência. Estas simulações permitiram obter valor com um grau de satisfação diferente em função dos parâmetros em estudo, mas de uma forma global preveem adequadamente a distribuição da temperatura ao longo da secção. Os valores de temperatura são muito semelhantes para os termopares mais exteriores, afastando-se dos valores obtidos experimentalmente para os dois termopares mais internos. No que se refere ao estudo da força de restrição e resistência do pilar ao fogo, pode concluir que o erro relativo é inferior a 5% para a maioria dos casos, mas nem sempre do lado da segurança. Os resultados obtidos afastam-se dos experimentais para o nível de carregamento máximo.

Os investigadores Lie e Celikkol [10] desenvolveram um modelo matemático para calcular a resistência ao fogo de pilares com secção transversal circular realizados com betão armado de agregados siliciosos. Com o modelo desenvolvido calcularam-se os valores das temperaturas e da resistência ao fogo dos pilares tendo-se realizado uma análise comparativa com os resultados experimentais. Concluiu-se que o modelo matemático desenvolvido foi capaz de prever a resistência ao fogo de pilares de betão armado com secção circular com uma precisão adequada para fins práticos. De realçar que a diferença máxima entre a resistência ao fogo calculada e observada experimentalmente foi de 8%. Assim sendo, este modelo permite avaliar a resistência ao fogo de pilares circulares de betão armado para qualquer valor de parâmetros significativos como o nível de carga, as dimensões da secção transversal, o comprimento do pilar, a resistência do betão e a taxa de armadura, não sendo necessário efetuar ensaios experimentais. Segundo os autores, o modelo pode ser aplicado a outros tipos de betão, além do que utilizaram, desde que as propriedades relevantes destes sejam conhecidas.

Terro [4] elaborou um modelo numérico para estruturas tridimensionais de betão armado em situação de incêndio, tendo desenvolvido um programa de computador constituído por um módulo de análise térmica e um módulo de análise mecânica. No artigo descreve as formulações matemáticas adotadas para resolução dos problemas de análise térmica e de análise mecânica, bem como, expõe e fundamenta as opções tomadas em relação às propriedades e leis constitutivas do betão e do aço das armaduras.

A lei constitutiva adotada para o betão baseou-se em dados experimentais atualizados acerca do comportamento de deformação em compressão do betão a altas temperaturas, no entanto, devido à falta de resultados experimentais adotaram-se simplificações para o comportamento de deformação em tração. Assim, com um custo computacional reduzido torna-se possível obter resultados precisos através deste procedimento de análise térmica. Com a finalidade de validar o modelo desenvolvido foram efetuadas várias simulações numéricas do comportamento de lajes e pilares de betão armado. Foi obtida uma boa correlação entre os valores previstos através das simulações numéricas e os resultados experimentais, quer em termos da distribuição de temperaturas, quer em termos de deformação. Estes resultados destacam o papel que a extensão térmica transiente desempenha, essencialmente no comportamento de pilares. A extensão total pareceu ser sensível à excentricidade do carregamento do pilar.

Gonçalves [29] analisou o comportamento ao fogo de diversos elementos estruturais de betão armado, nomeadamente pilares. Tendo por base a regulamentação europeia de análise estrutural, o autor aplicou um método avançado de cálculo, o programa de computador SAFIR construído na Universidade de Liege, e desenvolveu métodos simplificados de cálculo visando a análise do comportamento mecânico e termo-mecânico dos elementos quando sujeitos a ação do fogo. Efetuou uma análise comparativa dos resultados obtidos com os métodos desenvolvidos, com o método avançado e ainda com os métodos propostos na EN 1992-1-2 (2010), o Método da Isotérmica dos 500 °C e o Método das Zonas.

O autor realizou diversas análises e estudos paramétricos visando o estudo do comportamento dos elementos estruturais de betão armado em situação de incêndio e a avaliação da influência de diversos parâmetros nesse comportamento. As conclusões principais são:

- Os efeitos da não-linearidade geométrica a altas temperaturas, especialmente para pilares esbeltos, são substancialmente mais importantes do que a temperatura ambiente;
- Considerando os pilares integrados em estruturas, a restrição à livre dilatação térmica apresenta um efeito desfavorável aumentado as forças de compressão nos pilares. As forças de restrição vão diminuindo com a progressão do incêndio devido a fenómenos de fluência e relaxação. O aquecimento diferencial dos elementos vizinhos ao pilar provoca neste momentos fletores, podendo levar a que as armaduras inicialmente comprimidas fiquem tracionadas. Não é razoável dimensionar os pilares para resistir a tais efeitos, mas uma boa compartimentação e juntas de dilatação adequadas podem reduzir as consequências dos efeitos introduzidos pela não-linearidade.

O autor salienta ainda que:

- A fluência tem pouca importância nos resultados, pois o efeito da redução das propriedades de resistência e rigidez do betão é preponderante;
- A altura do pilar é o parâmetro que mais condiciona o seu comportamento. Quanto maior a altura, menor a sua resistência ao fogo pois o aumento da esbelteza potencia a suscetibilidade do pilar aos efeitos de segunda ordem;

- A percentagem de armadura longitudinal é o segundo parâmetro mais importante na definição da resistência ao fogo de pilares. Um aumento desta percentagem conduz a um aumento da resistência ao fogo. No entanto, a contribuição do aço na resistência da secção é mais notória para fases iniciais do incêndio perdendo-se praticamente esse efeito aos 120 minutos. O efeito da distribuição da armadura leva a um aumento da ductilidade, por conseguinte, o desenvolvimento da deformação do pilar dá-se num período de tempo mais longo ajudando a prever a proximidade da rotura.
- O aumento do recobrimento, apesar de diminuir a resistência a flexão da secção devido a diminuição do "braço" do momento fletor resistente relativo as armaduras, leva a um aumento da resistência ao fogo. Aumentando o recobrimento consegue-se uma diminuição da temperatura nas armaduras, aumentando assim, a capacidade de carga de um pilar em situação de incendio.
- A ação térmica atuando nas quatro faces do pilar é a situação mais gravosa. Para outras situações de aquecimento, isto é, apenas algumas faces do pilar aquecidas, observa-se um aumento da resistência ao fogo. Apesar dos gradientes térmicos no pilar induzirem o aparecimento de momentos fletores adicionais, o facto de parte do pilar manter as suas características resistentes próximas dos valores a temperatura ambiente, leva a um aumento da resistência ao fogo.
- A excentricidade de aplicação da carga tem um efeito penalizador na resistência ao fogo.

Os autores Ali, F., et al [5], como já foi referido em 2.2, ensaiaram 30 pilares de betão submetidos a diferentes níveis de carga e a diferentes taxas de aquecimento e tentaram reproduzir numericamente os resultados obtidos experimentalmente. O programa de elementos finitos utilizado foi o DIANA, com o elemento finito sólido tridimensional de 20 nós. Nesta modelação, consideraram o calor transiente usando uma imagem tridimensional do fluxo de calor em estado estacionário derivada para a Lei da Conservação da Energia, não consideraram o efeito do movimento de água nem a pressão de vapor. O modelo adotado para o material betão como um material homogéneo antes da fissuração e como ortotrópico depois. Neste trabalho conseguiu-se prever com razoável aproximação os deslocamentos e a resistência para elementos com baixo grau de spalling e nível de carregamento baixo. No entanto para elementos com elevado grau de spalling os resultados encontravam-se do lado da insegurança. Os autores recomendam o uso de valores das propriedades mecânicas e térmicas obtidas experimentalmente, como os parâmetros de entrada para os modelos numéricos.

Bratina, et al [6] apresentaram um trabalho em que foi desenvolvido um modelo numérico com recurso ao método dos elementos finitos para realizar a análise termo-mecânica não linear de pilares de betão armado sujeitos a elevadas temperaturas. Essa análise é efetuada em dois passos. No primeiro procede-se a análise térmica tendo em vista a determinação da distribuição de temperaturas na secção transversal. No segundo realiza-se a análise mecânica tendo em conta a distribuição de temperaturas determinada anteriormente.

Na análise é utilizado um elemento finito desenvolvido pelos autores. Trata-se de um elemento de viga plano geometricamente exato e materialmente não-linear. Os resultados obtidos foram comparados com resultados de ensaios experimentais a escala natural e com os que se obtiveram com a aplicação da EN1992-1-2. Relativamente ao tempo de resistência ao fogo verificou-se que o modelo numérico proposto apresenta resultados próximos aos obtidos com os ensaios experimentais, mas, no que respeita aos resultados obtidos com a EN1992-1-2 verificou-se que estes podem ser não conservadores. Os autores referem ainda que para uma análise deste tipo o uso de elementos finitos sólidos tridimensionais é o mais adequado, porém, os modelos resultantes são computacionalmente muito exigentes para serem utilizados na análise de estruturas reticuladas de edifícios.

### 2.3.2 Modelos termo-chemo-hidro-mecânicos

Os modelos termo-chemo-hidro-mecânicos são modelos complexos que consideram um conjunto de parâmetros que sofrem alteração durante o processo de aquecimento. Estas alterações são traduzidas por equações diferenciais complexas. Algumas destas considerações incluem a lei de equilíbrio de massa para as diferentes fases do betão, lei do equilíbrio energético no betão, lei do fluxo de massa e permeabilidade relativa/ porosidade do betão.

Segundo, Phan et al [45] o betão sofre uma drástica redução das suas propriedades mecânicas quando expostas a elevadas temperaturas, que são explicadas por mecanismos termo-hidro-chemo-mecânicos complexos. Fenómenos como a pressão nos poros, restrição à dilatação térmica, a pasta de cimento que pode conter agregados incompatíveis e a desidratação do betão são alguns dos principais fenómenos físicos que afetam o comportamento do betão e que podem causar spalling.

Em 2009, Dwaikat e Kodur [22], apresentaram um modelo numérico para prever a resistência de elementos de betão quando expostos ao fogo. O modelo proposto é um modelo hidro-termo-mecânico, onde são usados princípios da mecânica e da termodinâmica incluindo a conservação da massa de água líquida e vapor de água, para calcular a pressão nos poros, sendo esta posteriormente comparada com a resistência à tração do betão em função do tempo. Durante o aquecimento existe elementos que ao atingirem a resistência de tração são eliminados, alterando a secção transversal e consequente as propriedades resistentes.

Os autores deste estudo concluíram que os modelos termo-mecânicos que visam traduzir o spalling são demasiado simplistas para prever com precisão este fenómeno. Estudaram a influência de alguns parâmetros, tais como, a permeabilidade do betão, resistência à tração do betão, humidade relativa e a taxa de aquecimento, sobre a ocorrência de spalling. O modelo apresentado neste artigo para traduzir o fenómeno de spalling é capaz de prever o spalling com uma precisão suficiente para fins práticos. Outras conclusões apresentadas neste estudo são:

- a. Permeabilidade do betão tem uma influência significativa, menor permeabilidade leva a um maior spalling;

- b. No que se refere à resistência à tração, esta também é importante pois, *à priori* quanto maior a resistência à tração do betão, menor é a probabilidade de ocorrência de spalling, no entanto este ganho e resistência é muitas vezes conseguido com a diminuição da porosidade, através de uma redução da relação água/ Cimento (A/C);
- c. Humidade relativa do ar tem um menor efeito no spalling, no entanto o aumento da humidade relativa aumenta a extensão do spalling;
- d. Taxa de aquecimento tem uma influência significativa, maiores taxas de aquecimento conduzem a mais spalling.

Chung, J. H., Consolazio, R. [20], em 2005, no artigo “Numerical modeling of transport phenomena in reinforced concrete exposed to elevated temperatures” propõem um modelo que explica o movimento simultâneo de fase gasoso e líquida, o transporte de calor, e as transições de fase entre a água líquida e o vapor de água, considerando o equilíbrio de massa para as fases de fluidos, o equilíbrio energético para o betão e a permeabilidade relativa do betão.

O modelo numérico apresentado por estes autores considera três fenómenos importantes envolvidos na transferência de calor:

- i. a interferência entre as fases líquida e de gás;
- ii. o fluxo de vapor;
- iii. a saturação de humidade devido à presença do varões de aço.

Simulações desenvolvidas conseguiram prever que a presença de varões de aço impede a circulação de humidade e produz zonas quase saturadas de humidade que conduzem ao desenvolvimento de importantes pressões de poros. Além disso, estas zonas alteram o fluxo de calor para o interior do elemento, e tendem a atenuar o aumento da temperatura interna, até ao momento de ocorrência de spalling.

Assim concluiu-se que as tensões termicamente induzidas no betão mais exterior estão relacionadas não só com a carga térmica, mas também para o fluxo de humidade, com a presença da armadura longitudinal e transversal e com os processos térmicos, tais como a evaporação.

Este estudo recomenda que sejam estudadas a influência do aumento de permeabilidade a altas temperaturas, devido à desidratação da massa de cimento do betão, na pressão dos poros.

Num trabalho realizado por Gawin et al [21], foi apresentado um modelo matemático, onde o betão é considerado um material poroso de múltiplas fases, para simular o comportamento hidro-térmico do betão submetido a elevadas temperaturas, considerando a degradação das propriedades mecânicas do betão. O desenvolvimento das equações deste modelo começam no equilíbrio macroscópico de massa, energia e momento linear para cada um dos constituintes do betão, até à definição das equações que governam o modelo.

Este modelo foi validado para várias situações. Neste artigo apresentam duas delas: paredes aquecidas apenas numa face e pilares de secção quadrada (30cm x 30cm).

A discretização da secção foi realizada com elementos 2D de oito nós, analisando apenas um quarto da secção devido à existência de simetria. Nas simulações efetuadas avaliaram a evolução da temperatura, humidade relativa, pressão de vapor e a degradação das propriedades mecânicas aos 4 e 8 minutos. Observaram elevadas pressões nos cantos da secção e junto às armaduras longitudinais explicando o fenómeno de spalling. Também obtiveram para os 8 minutos uma faixa no interior da secção onde a humidade relativa é consideravelmente superior à verificada à superfície e no centro da secção, este quadro retrata bem a movimentação de vapor de água que surge numa secção de betão aquecida nas quatro faces.

Ozbolt, et al [51] apresentam um modelo termo-hidro-mecânico para descrever o fenómeno de spalling. A determinação da distribuição da humidade, pressão nos poros, temperatura, tensões e deformações são calculadas usando um análise transiente com elemento finito tridimensional. Este modelo considera a interação entre as propriedades térmicas e hídricas do betão, sendo estas acopladas com as propriedades mecânicas, uma vez que estes autores assumem que estas influenciam a distribuição de humidade e a da temperatura. Este modelo é formulado assumindo que o material é contínuo e que existe irreversibilidade termodinâmica. A resposta deste modelo é controlada pela temperatura, pressão dos poros (humidade), tensões e deformações. A distribuição da temperatura, pressão nos poros e humidade depende das propriedades do betão. Os autores validaram este modelo para lajes de betão. Os resultados mostram que elevada pressão dos poros pode causar spalling e o parâmetro que pode controlar o spalling é permeabilidade do betão.

No artigo elaborado por Phan et al [45], os autores descrevem um modelo termo-hidro-mecânico constituído por duas partes: modelo termo-hidro e modelo mecânico. No primeiro o modelo da abordagem é baseado nas três fases físicas da molécula de água em meios parcialmente saturados. Nesta parte estabelece-se as equações relevantes de equilíbrio para os constituintes à escala do poro e extrapola-se estas equações para a escala macroscópica, tendo em conta as restrições termodinâmicas. A parte mecânica resulta da análise mecânica plástica ao nível do poro.

A parte final, depois da introdução das equações constitutivas, consiste em equações de equilíbrio de massa de ar, da fase líquida (vapor de água e água), equações de equilíbrio de massa da fase sólida, uma equação de equilíbrio de energia e equações de equilíbrio mecânico para todo o meio poroso. Neste modelo proposto o spalling é implementado por um processo iterativo, no qual em cada incremento é obtida a tensão, pressão nos poros e o campo de forças. Efetivamente as pressões dos poros atuando na fase sólida pode originar uma microfissuração, que está relacionada com o tamanho máximo do agregado. Uma análise de encurvadura é então aplicada ao contorno da fissura quando sujeita a esforço de compressão.

Nesta formulação o spalling é assumido ser resultado de dois processos principais: o primeiro é o processo termo-hidro relacionado com o aumento da pressão dos poros sobre a fase sólida e o segundo é o processo termo-mecânicos, o qual está associado ao gradiente de dilatação térmica. O primeiro está relacionado com a transferência de massa da fase líquida. Quando a temperatura aumenta, são gerados elevados gradientes de vapor causando migração de humidade tanto na direção da superfície como na direção do interior do elemento, o que provoca mais tarde condensações. Este fenómeno origina uma camada quase-saturada constituindo uma barreira impermeável para os gases contribuindo para um aumento da pressão de gases. Este aumento pode causar uma micro-fissuração que pode progredir para a formação de fendas. O primeiro critério de spalling é comparar a pressão nos poros com a tensão resistente de tração. O valor deste critério ( $F_{cri1}$ ) é dado pela seguinte equação:

$$F_{cri1} = T_t(T) - \alpha p_s$$

Onde o  $T_t$  é a tensão de tração em função da temperatura,  $\alpha$  é o coeficiente Biot, da teoria da poroelasticidade de Biot, e  $p_s$  é a pressão dos poros exercida na fase sólida.

O valor do segundo critério é dado pela seguinte expressão:

$$F_{cri2} = \sigma_{cr} - \langle \sigma \rangle = \frac{\pi^2 \langle E \rangle l}{Ah} - \langle \sigma \rangle = \frac{\pi^2 \theta^2}{12h^2} (1 - \langle D \rangle) E_0 - \langle \sigma \rangle$$

Onde  $F_{cri2}$  é o valor do segundo critério de spalling,  $\sigma_{cr}$  é o critério de tensão de Euler,  $\sigma$  é a tensão de compressão na direção paralela à face aquecida,  $A$  é a área da zona de spalling,  $h$  é o comprimento da zona de spalling,  $\theta$  é a profundidade da zona de spalling,  $E$  é a rigidez do material,  $\langle \bullet \rangle$  é a média do critério.

Como já foi mencionado, o spalling é avaliado por um processo iterativo após cada incremento. Se verificar ambos os critérios, ou seja, se existir spalling, a malha associada ao FE é desativada automaticamente e as condições de fronteira são transferidas para a interface entre a zona de spalling e a nova superfície do elemento. Este procedimento elimina desta forma os elementos que reúnem os critérios de spalling. Este modelo termo-hidro-mecânico e os critérios de spalling foram introduzidos no CESAR, que é um código de elementos finitos desenvolvido pelo Laboratoire Des Ponts et Chaussées.

Dal Pont, et al [46] propõem um modelo termo-hidro de elementos finitos, com o recurso a ferramentas numéricas para calcular a evolução da temperatura e dos campos de pressão dos gases quando o betão é aquecido. Segundo estes autores uma abordagem do betão como um meio poroso parcialmente saturado é largamente aceite para avaliar a transferência de massa e calor que acontece quando o material é exposto tanto a condições ambientais secas ou a elevadas temperaturas. Estes autores apresentam um modelo que mais uma vez considera o betão como um material poroso com múltiplas fases onde os vazios são preenchidos por líquido ou ar. O ar neste modelo é considerado como um gás ideal. Este modelo considera várias equações de equilíbrio de:

- i. massa do esqueleto sólido;
- ii. massa de ar;

- iii. massa das diferentes fases da água (estado líquido e gasoso, considerando a mudança de estado que ocorre entre elas, isto é condensação-evaporação, adsorção-dessorção, processo de hidratação-desidratação);
- iv. entalpia de todo o meio;
- v. momento linear/angular, eventualmente.

Estas equações de equilíbrio são completadas por um conjunto adequado de equações constitutivas e algumas relações termodinâmicas.

As equações governantes do modelo são dadas em termos das variáveis de estado escolhidas. A escolha destas variáveis é importante por dois motivos. Primeiro devem ser variáveis de fácil avaliação experimental e segundo devem descrever de uma forma única as condições do meio termodinâmico. As variáveis escolhidas pelos autores neste artigo foram a pressão de gás, pressão capilar e a temperatura. Os autores realizam a validação deste modelo para três situações distintas: cilindros de betão ocos e aquecimento realizado pelo interior do elemento (150cm de comprimento, raio externo 55cm e raio interno 25cm) , provetes de betão (30cm x 30cm x 12cm) e provetes de betão (4cm x 4cm x 16cm), nesta última análise realizaram uma análise tridimensional. Este modelo é flexível podendo ser aplicado a um grande número de problemas. Os resultados demonstraram a capacidade deste modelo para reproduzir os resultados obtidos experimentalmente, nomeadamente a temperatura, pressão de vapor, grau de saturação e a pressão dos poros. Na modelação tridimensional, os autores referem a necessidade de desenvolver mais detalhadamente o comportamento mecânico do material para poder retratar melhor a influência da fissuração.

Kodur et al [59], apresenta uma abordagem macroscópica de FE para simular o comportamento do betão estrutural a elevadas temperaturas. Neste modelo são considerados fatores como o spalling, diferentes componentes da extensão, a degradação das propriedades dos materiais com a temperatura, as forças de restrição, diferentes cenários de fogo e critérios de rotura. A validação deste modelo foi realizada comparando os resultados numéricos com os resultados experimentais obtidos tanto em vigas como em pilares. Nestes últimos a carga térmica foi definida pela curva de temperaturas ASTM E119 e aplicada nas quatro faces do pilar. A leitura das temperaturas efetuou-se em três pontos da secção, avaliou-se também o deslocamento axial no topo do pilar. Os resultados demonstram uma boa aproximação aos resultados experimentais, tanto na evolução de temperatura como na deformação axial. Neste trabalho realizou-se também a modelação no SAFIR com FE microscópicos apresentando uma boa correlação. Estes autores concluem que este modelo apresenta bons resultados para fins práticos prevendo adequadamente a resistência do elemento.

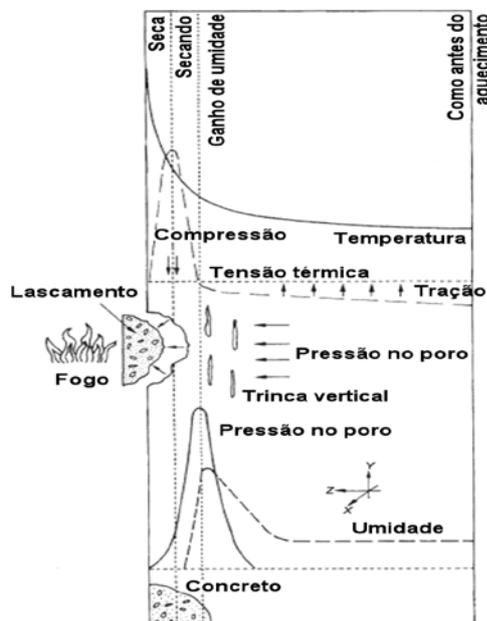
## 2.4 Spalling do betão

A ocorrência de spalling é um dos fenómenos que afeta o comportamento ao fogo dos elementos estruturais de betão armado. Constitui um dos processos menos compreendidos que ocorre no betão [8], [35].

Segundo Kodur et al [23], o spalling consiste no destacamento de pedaços de betão devido a ação do fogo. Os pedaços podem ser maiores ou menores e o fenómeno pode ser explosivo ou não, sendo na situação mais gravosa acompanhado de fortes estrondos e projeção de material a altas velocidades. Este fenómeno expõe as camadas mais interiores de betão as altas temperaturas, facilitando assim a transmissão de calor a essas camadas e às armaduras.

Segundo Fletcher et al [24], o spalling é causado pelo aumento da pressão de vapor de água nos vazios do betão e por tensões de origem térmica devido a um rápido aquecimento ou arrefecimento. Por outras palavras o spalling resulta de dois processos concomitantes: o processo termo-mecânico, associado com os gradientes de dilatação ou retração térmicos que ocorrem dentro do elemento exposto a altas temperaturas; e o processo termo-hídrico, relacionado com a transferência de massa na rede de poros (ar, vapor e água líquida) e que resulta no desenvolvimento de altas pressões [14].

Castro et al [14], apresentam a seguinte ilustração para explicar o processo e fatores que contribuem para a ocorrência de spalling.



**Figura 1.** Spalling devido à combinação dos mecanismos de pressão nos poros e tensões térmicas

Pela análise da Figura 1 pode concluir-se que o spalling do betão ocorre por um processo termo-hidro-mecânico [26-27]. O processo termo-mecânico está associado diretamente com o gradiente de temperatura no elemento de betão, que induz tensões de compressão próximas a superfície aquecida e a tensões de tração nas regiões internas do corpo. Além disso, existem as incompatibilidades de deformação entre a pasta de cimento e os agregados: enquanto os agregados dilatam com o aumento da temperatura, a pasta de cimento retrai devido à perda de

água por secagem ou desidratação e pela degradação química, que começa principalmente a partir de 180 °C [24, 26]. O processo termo-hídrico está associado com a transferência de massa (água líquida, vapor de água e ar). À medida que a temperatura aumenta, a água é parcialmente evaporada, gerando uma pressão na rede dos poros. A baixa difusividade térmica do betão resulta num acentuado gradiente de temperatura próximo a superfície aquecida, fazendo com que o fluxo de humidade ocorra tanto para fora quanto para dentro do elemento. O vapor de água e o ar são parcialmente direcionados para a superfície aquecida, mas eles também migram para o centro do elemento onde o vapor condensa novamente assim que as condições termodinâmicas são satisfeitas, resultando em uma camada quase-saturada. Depois de algum tempo, o elemento de betão contém, a partir da superfície aquecida: a) uma região seca e desidratada, b) uma região em processo de secagem e desidratação e c) uma camada quase-saturada que atua como uma parede impermeável, enquanto o restante elemento estrutural não é alterado. Assim, quanto menor a permeabilidade do material, mais rápido – e mais próximo à superfície aquecida – o obstáculo de humidade (camada quase-saturada) é gerado e maior a pressão e o seu gradiente resultantes [24, 26]. A migração da humidade é determinada pelos gradientes de temperatura, pressão nos poros e concentração de humidade [24].

Segundo Ali et al [2] um dos fenómenos mais importantes no comportamento dos elementos de betão armado é o spalling, este fenómeno foi verificado em todos os ensaios efetuados, tendo ocorrido nos primeiros 45 minutos de aquecimento.

A temperatura para o qual este fenómeno começa varia de estudo para estudo. Segundo Mindeguia et al [7], o fenómeno depende de alguns fatores, nomeadamente do pico do calor específico e da vaporização da água, demonstrando que o spalling ocorre entre os 10 e os 30 minutos de exposição a uma curva ISO834 [42] e para uma temperatura compreendida entre os 100 e os 350 °C. Já segundo Castro et al [14] é na faixa de temperaturas entre os 100 e os 400°C que ocorre o fenómeno de spalling. Por outro lado, de acordo com Phan e Carino [25], a temperatura no centro de uma amostra de betão, quando o spalling explosivo é observado, varia entre 200 °C e 325 °C e o tempo de spalling coincide com o tempo no qual existe uma grande diferença de temperatura entre a superfície e o centro da amostra.

Segundo Khoury et al [1], o spalling ocorre entre os 30-40 minutos de exposição ao fogo. Neste artigo são apresentados alguns fatores intervenientes neste processo, tais como:

- i) *Taxa de aquecimento*: tem uma grande influência sobre a ocorrência de spalling. Quanto maior a taxa de aquecimento maior a probabilidade e gravidade do fenómeno;
- ii) *Faces de exposição do perfil*: aquecimento a partir de duas faces é mais potenciador de ocorrência de spalling do que aquecimento a partir de uma face apenas. As vigas e pilares são normalmente expostos em três ou quatro faces, consequentemente são mais suscetíveis à ocorrência de spalling;

- iii) *Dimensão da secção:* o spalling é pouco provável que ocorra em secções muito finas, pois a humidade tende a difundir-se mais facilmente, evitando assim a acumulação de pressão neutra. A evidência experimental sugere que secções maiores, superiores a 200-300 mm de lado apresentam maior risco de ocorrência de spalling;
- iv) *Forma da secção:* o spalling também é mais provável em elementos com bruscas mudanças de secção transversal. As secções com cantos, especialmente aqueles com ângulos agudos, têm um maior risco para o spalling. As secções ideais são, portanto, superfícies lisas e cantos arredondados;
- v) *Teor de humidade:* teor de humidade baixo em betão de resistência normal (inferior a 3% em peso), o que dificilmente ocorre na prática, é pouco provável a ocorrência de spalling. No entanto, em betões de elevada resistência pode ocorrer spalling mesmo com teores de humidade baixos de 2,3 - 3,0% em peso, isto é devido à baixa porosidade e baixa permeabilidade do betão, que dificultam a libertação de água, podendo contribuir significativamente para o aumento da pressão nos poros. Esses fatores são mais prejudiciais do que o aumento da resistência à tração;
- vi) *Pressão neutra:* pressão de vapor desempenha um papel importante na ocorrência de spalling. Pressões nos poros significativas pode instalar-se em betões de baixa permeabilidade com teores de humidade elevados. A magnitude da pressão depende do nível de saturação do poro. Nos poros parcialmente saturados, a pressão de vapor é a pressão de vapor de saturação. Nos poros vazios, a pressão de vapor é a pressão de vapor sobre-aquecido, enquanto nos poros totalmente saturadas é a pressão hidráulica;
- vii) *Permeabilidade:* A permeabilidade é um fator importante para o nível de pressão crítica, porque determina a maior ou menor facilidade com que existe libertação de vapor. Tem sido sugerido que o spalling é pouco provável de ocorrer se a permeabilidade do betão é maior do que cerca de  $5 \times 10^{-11} \text{ cm}^2$ . Betão de elevada resistência, geralmente possui uma maior densidade e, portanto, oferece maior resistência ao fluxo de vapor;
- viii) *Idade do betão:* A influência da idade do betão no risco de spalling tem sido objeto de relatórios contraditórios. A maior parte dos relatórios, no entanto, sugerem que a probabilidade de ocorrência diminui com a idade, embora isto possa ser devido ao nível mais baixo de humidade em betões mais velhos;
- ix) *Resistência do betão:* contrariamente ao esperado, o betão de resistência normal apresenta menor o risco de ocorrência de spalling do que betão de elevada resistência. O betão que é classificado como de alto desempenho à temperatura ambiente, devido à alta resistência, baixa permeabilidade e durabilidade, apresenta na verdade um "baixo desempenho" a alta temperatura por causa do aumento do risco de spalling explosivo. Maior resistência é obtida através da redução da razão água / cimento o que conduz a um betão mais denso e conseqüentemente de permeabilidade mais baixa;

- x) *Tensão de compressão*: o aumento das cargas aplicadas aumenta o risco dos elementos de betão para o spalling. Um aumento da tensão de compressão, quer por redução do tamanho da secção ou um aumento de carga, aumenta a probabilidade de ocorrência de spalling. Elevadas tensões de compressão - causada por uma restrição à expansão térmica - desenvolvem-se quando a velocidade de aquecimento é de tal forma que as tensões não podem ser aliviadas por fluência com rapidez suficiente;
- xi) *Tipo de agregado*: Embora os resultados de alguns ensaios não sejam unânimes, em geral, pode-se concluir que a probabilidade de ocorrência de spalling é menor em betão que contém agregados de expansão térmica baixa.
- xii) *Tamanho do agregado*: O aumento do tamanho do agregado aumenta o risco de spalling;
- xiii) *Fibras de aço*: A adição de um reforço de fibras de aço não eliminou as explosões muito densas em cilindros de betão com sílica sujeitos a uma taxa aquecimento de 1 °C/ min. De facto o aumento da resistência à tração produziu spalling explosivo mais violento devido a uma liberação repentina de uma grande quantidade de energia;
- xiv) *Fibras de polipropileno*: Recentemente, verificou-se que a adição de 0,05-0,1% em peso de fibras de polipropileno em uma mistura de betão de elevada resistência (60-110 N/mm<sup>2</sup>) elimina completamente o fenómeno de spalling, mas não necessariamente em betão de “ultra-elevada” resistência (> 150 N/mm<sup>2</sup>). Esta conclusão também é apresentada por Ali et al [2], as fibras quando aquecidas, volatilizam podendo formar uma via ao transporte de vapor do interior do betão para o exterior, prevenindo assim subidas de pressão de vapor nas camadas mais profundas do betão. O mesmo estudo sugere que as fibras de polipropileno podem potenciar um mecanismo de fissuração nas camadas mais profundas de betão evitando o “spalling” à superfície mas com consequências estruturais adversas [27];
- xv) *Porosidade/ ar*: a adição de ar poderia reduzir o risco de spalling. A adição de ar teve o efeito de reduzir o teor de humidade e o aumento do valor de absorção. Com efeito, reduziu a saturação dos poros, assim, aliviar pressões de poros. No entanto, reduz a resistência do betão.

## 2.5 Considerações finais

O crescente desenvolvimento de métodos de cálculo para avaliar a resistência ao fogo, criação de modelos matemáticos, de modelações numéricas bem como o desenvolvimento de programas computacionais capazes de considerar cada vez mais parâmetros na sua análise, vem permitir calcular a resistência ao fogo de pilares sem ser necessário recorrer a ensaios experimentais.

### 3 PROPRIEDADES DO BETÃO E DO AÇO A ALTAS TEMPERATURAS

#### 3.1 Propriedades do betão normal a altas temperaturas

##### 3.1.1 Propriedades físicas

###### 3.1.1.1 Massa volúmica

Segundo o EN1992-1-2 (2010), ponto 3.3.2 (3) a massa volúmica diminui com o aumento da temperatura, esta variação é traduzida em quatro intervalos de temperatura:

- i)  $\rho(\theta) = \rho(20^{\circ}\text{C})$ , *para*  $20^{\circ}\text{C} \leq T \leq 115^{\circ}\text{C}$
- ii)  $\rho(\theta) = \rho(20^{\circ}\text{C}) - (1 - 0.02 \times (T - 115)/85)$ , *para*  $115^{\circ}\text{C} < T \leq 200^{\circ}\text{C}$
- iii)  $\rho(\theta) = \rho(20^{\circ}\text{C}) - (0.98 - 0.03 \times (T - 200)/200)$ , *para*  $200^{\circ}\text{C} < T \leq 400^{\circ}\text{C}$
- iv)  $\rho(\theta) = \rho(20^{\circ}\text{C}) - (0.95 - 0.07 \times (T - 400)/800)$ , *para*  $400^{\circ}\text{C} < T \leq 1200^{\circ}\text{C}$

##### 3.1.2 Propriedades mecânicas

###### 3.1.2.1 Módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson

O decréscimo do módulo de elasticidade do betão é significativo com o aumento da temperatura. Esta redução é justificada pela rotura das ligações internas entre a matriz cimentícia e os agregados.

Na revisão realizada por Xiao e Konig [18], o módulo de elasticidade apresenta uma grande variabilidade em função de vários autores. No entanto é notória a tendência da sua redução com o aumento da temperatura, como se pode constatar na Figura 2.

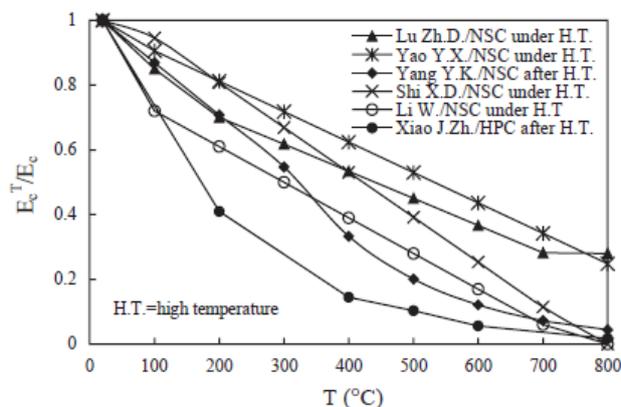


Figura 2. Módulo de elasticidade em função da temperatura segundo vários autores

Neste artigo o módulo de elasticidade obtido experimentalmente em vários estudos pode ser traduzido pela seguinte expressão:

$$E_c^T = \begin{cases} (1 - 0.0015 \times T)E_c & (20 \leq T \leq 200^\circ\text{C}), \\ (0.87 - 0.00084 \times T)E_c & (200 < T \leq 700^\circ\text{C}), \\ 0.28E_c & (T > 700^\circ\text{C}). \end{cases}$$

Onde  $E_c^T$  e  $E_c$  são o módulo de elasticidade do betão a elevadas temperaturas e módulo de elasticidade à temperatura ambiente, respetivamente.

Os investigadores Li e Guo, citado por Xiao e Konig [18] e por Youssef e Mofteh [37], apresentam a seguinte equação bi-linear para o módulo de elasticidade do betão:

$$E_c^T = \begin{cases} E_c & (20 \leq T \leq 60^\circ\text{C}), \\ (0.83 - 0.0011 \times T) \times E_c & (60 < T \leq 700^\circ\text{C}), \end{cases}$$

Segundo Li and Purkiss [38], o módulo de elasticidade pode ser obtido pela seguinte equação:

$$E_c^T = \frac{800 - T}{740} \times E_c \leq E_c$$

Uma expressão semelhante é fornecida pela norma britânica BSI [39]:

$$E_c^T = \frac{700 - T}{550} \times E_c \leq E_c$$

Schneider [48], propõem uma degradação do módulo de elasticidade em função da temperatura, segundo os coeficientes do Quadro 1:

Temperatura [°C]	Fator de Redução [K <sub>E</sub> ]
20	1
40	1
200	0.5
400	0.2
800	0.1
1200	0

**Quadro 1.** Coeficientes de redução do módulo de elasticidade do betão em função da temperatura [Schneider]

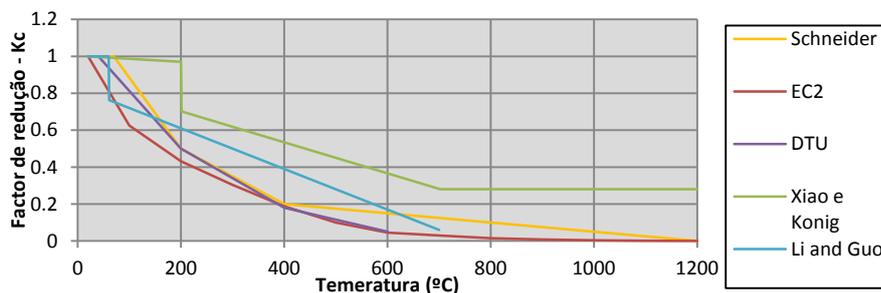
Por outro lado a DTU [49] apresenta os fatores degradação do módulo de elasticidade do betão apresentados no Quadro 2:

Temperatura [°C]	Fator de Redução [K <sub>E</sub> ]
20	1
40	1
200	0.5
400	0.18
600	0.05

**Quadro 2.** Coeficientes de redução do módulo de elasticidade em função da temperatura [DTU]

O EC-2-1-2 não apresenta explicitamente os valores da redução destas propriedades com o aumento da temperatura. No entanto pode-se calcular o  $E_c$  através do declive de curva tensão-extensão para cada temperatura, este gráfico é apresentado em 3.1.2.2.

De seguida, na Figura 3. representa-se graficamente a evolução dos coeficientes de redução do módulo de elasticidade em função da temperatura para os autores acima referidos:



**Figura 3.** Fatores de redução [Kc] do módulo de elasticidade do betão em função da temperatura. O módulo de elasticidade varia com a idade do betão, para betões jovens Bahret al [36], apresentam as seguintes equações para determinar o coeficiente de redução do mesmo:

$$K_E = 1.080 \times e^{-0.002 \times T} \leq 1.0 \quad (20 \leq T \leq 1200^\circ\text{C})$$

No que diz respeito ao coeficiente de poisson para betões jovens os mesmos autores sugerem a seguinte expressão válida apenas para temperaturas inferiores a 500°C:

$$\mu_\theta = 0.204 \times e^{-0.002 \times T} \leq 1.0 \quad (20 \leq T \leq 500^\circ\text{C})$$

### 3.1.2.2 Resistência à compressão

Na EN1992 - Parte 1.2 (2010) é apresentada uma relação entre a tensão de rotura à compressão do betão com diferente tipo de agregado em função da temperatura. Segundo esta norma a relação tensão-extensão unidimensional para o betão comprimido em função da temperatura são apresentados no Quadro 3 e Figura 4:

Temperatura [°C]	$K_c = f_{c,\theta} / f_{ck}$ [-]		$\epsilon_{c1,\theta}$ [-]	$\epsilon_{cu1,\theta}$ [-]
	Agregados Siliciosos	Agregados Calcários		
20	1	1	0.0025	0.0200
100	1	1	0.0040	0.0225
200	0.95	0.97	0.0055	0.0250
300	0.85	0.91	0.0070	0.0275
400	0.75	0.85	0.0100	0.0300
500	0.6	0.74	0.0150	0.0325
600	0.45	0.6	0.0250	0.0350
700	0.3	0.43	0.0250	0.0375
800	0.15	0.27	0.0250	0.0400
900	0.08	0.15	0.0250	0.0425
1000	0.04	0.06	0.0250	0.0450
1100	0.01	0.02	0.0250	0.0475
1200	0	0	--	--

**Quadro 3.** Fatores de redução para os principais parâmetros definidores das relações tensão-extensão de betões de agregados siliciosos ou calcários em função da temperaturas

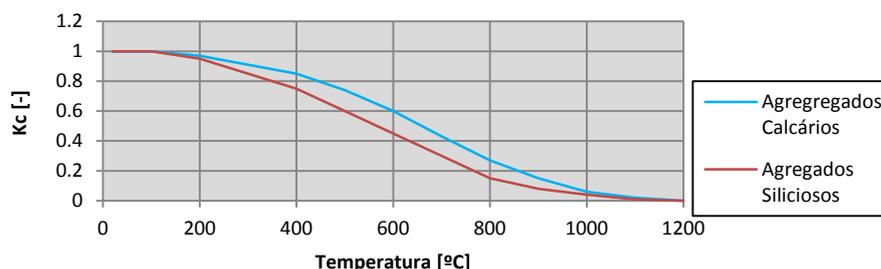


Figura 4. Coeficientes de redução das tensões de compressão do betão de agregados calcários e siliciosos

A relação tensão-extensão é definida segundo a EN1992-1-2 pode ser definida segundo o diagrama da Figura 5.

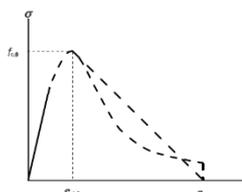


Figura 5. Diagrama tensão-extensão para o betão segundo a norma EN1992-1-2

No ramo descendente esta norma admite modelos lineares ou não lineares. Neste caso, admitiu-se um ramo linear no domínio  $\varepsilon_{c1}(\theta) < \varepsilon \leq \varepsilon_{cu1}(\theta)$ . Para o domínio  $\varepsilon \leq \varepsilon_{c1}(\theta)$  a tensão é definida segundo a equação:

$$f_c(\theta) = \frac{3 \varepsilon f_{c,\theta}}{\varepsilon_{c1}(\theta) \left[ 2 + \left( \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{c1}(\theta)} \right)^3 \right]}$$

O betão utilizado nos ensaios de pilares de secção quadrado foi um betão de agregados calcários com valor da tensão característica de rotura à compressão de 20 MPa, na Figura 6 relaciona-se as tensões e extensões para este betão para cada temperatura:

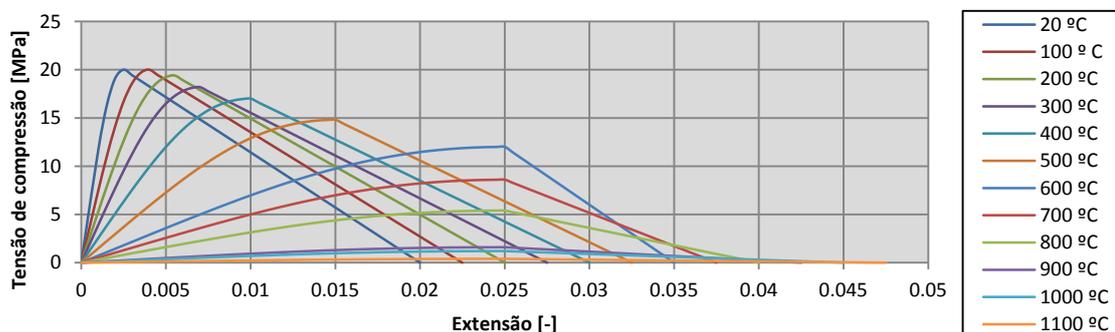


Figura 6. Diagrama de tensão-extensão para betão de agregados calcários [P. quadrados]

O betão utilizado nos ensaios de pilares circulares foi um betão C12/15, a Figura 7 representa a relação tensão-extensão para este betão:

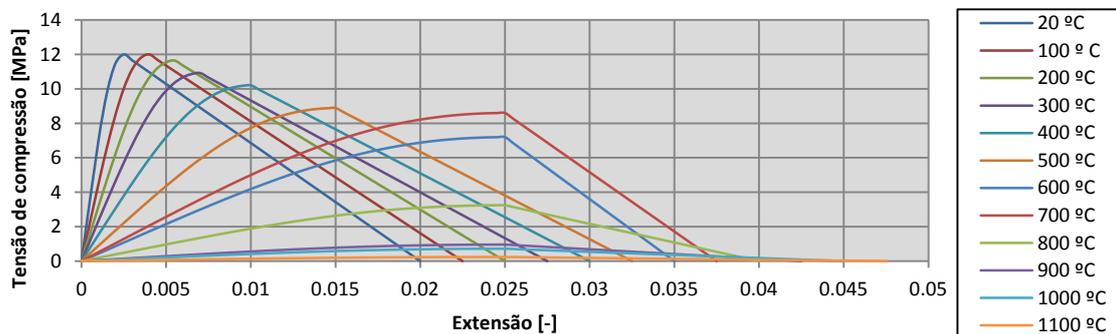


Figura 7. Diagrama de tensão-extensão para betão de agregados calcários [P. circulares]

Segundo Li et al [38], a tensão de compressão do betão pode ser definida em 3 intervalos de temperatura, e é definida pelas equações:

$$\begin{aligned}
 f_{c,T} &= f_c \times (1 - 0.001 \times T) & T < 500^\circ\text{C} \\
 f_{c,T} &= f_c \times (1.375 - 0.00175 \times T) & 500 \leq T \leq 700^\circ\text{C} \\
 f_{c,T} &= 0 & T > 700^\circ\text{C}
 \end{aligned}$$

Segundo Lie e Lin [43], a tensão pode ser definida em função da temperatura através da seguinte expressão:

$$f_{c,\theta} = f_c \times \left( 2.011 - 2.353 \frac{T - 20}{1000} \right) \leq f_c$$

Segundo os investigadores Li et al [38], a tensão de compressão no betão pode ser definida segundo a seguinte expressão:

$$f_{c,T} = f_c \times \left[ 0.00165 \left( \frac{T}{100} \right)^3 - 0.03 \left( \frac{T}{100} \right)^2 + 0.025 \left( \frac{T}{100} \right) + 1.002 \right]$$

Por sua vez, Hertz, citado por Youssef e Moftah [37], propõe a determinação da tensão de compressão em função do tipo de agregados e da temperatura:

$$f_{c,T} = f_c \times \left[ \frac{1}{1 + \frac{T}{T_1} + \left( \frac{T}{T_2} \right)^2 + \left( \frac{T}{T_8} \right)^8 + \left( \frac{T}{T_{64}} \right)^{64}} \right]$$

	T1	T2	T8	T64
Agregados siliciosos	15	800	570	100
Agregados calcários	100	1100	800	940
Outros agregados	100	1080	690	1000

Quadro 4. Coeficientes para a expressão proposta por Hertz

### 3.1.2.3 Resistência à tração

Segundo Terro, citado em [37], o valor da tensão de tração deve ser obtido pela seguinte expressão:

$$f_{T,\theta} = f_{cr} \times \frac{f_{c,\theta}}{f_c} \quad \text{Onde } f_{cr} \text{ é dado por } \frac{f_c}{10}.$$

Por outro lado, Li e Guo, citado em [37], apresenta uma única expressão para determinar a tensão resistente de tração:

$$f_{t,T} = f_{cr} \times (1 - 0.001 \times T) \quad 20^{\circ}\text{C} \leq T \leq 1000^{\circ}\text{C}$$

Segundo a EN1992-1-2, a resistência á tração do betão só deve ser considerada até aos 600°C. Esta norma define a seguinte expressão:

$$f_{ck,t}(T) = K_{c,t}(T) \times f_{ck,t} \quad \begin{array}{ll} K_{c,t}(T) = 1.0 & 20^{\circ}\text{C} \leq T \leq 100^{\circ}\text{C} \\ K_{c,t}(T) = 1.0 - (T - 100)/500 & 100^{\circ}\text{C} < T \leq 600^{\circ}\text{C} \end{array}$$

### 3.1.3 Propriedades térmicas

#### 3.1.3.1 Extensão térmica

A extensão térmica do betão varia em função da constituição do betão. Desta forma a EN1992-1-2 (2010), ponto 3.3.1 (1), propõem expressões independentes para estes betões.

Para agregados siliciosos:

i)  $\varepsilon_c(T) = -1.8 \times 10^{-4} + 9 \times 10^{-6} \times T + 2.3 \times 10^{-11} \times T^3$ ,  $20^{\circ}\text{C} \leq T \leq 700^{\circ}\text{C}$

ii)  $\varepsilon_c(T) = 14 \times 10^{-3}$ ,  $700^{\circ}\text{C} < T \leq 1200^{\circ}\text{C}$

Para agregados calcários:

i)  $\varepsilon_c(T) = -1.2 \times 10^{-4} + 6 \times 10^{-6} \times T + 1.4 \times 10^{-11} \times T^3$ ,  $20^{\circ}\text{C} \leq T \leq 805^{\circ}\text{C}$

ii)  $\varepsilon_c(T) = 12 \times 10^{-3}$ ,  $805^{\circ}\text{C} < T \leq 1200^{\circ}\text{C}$

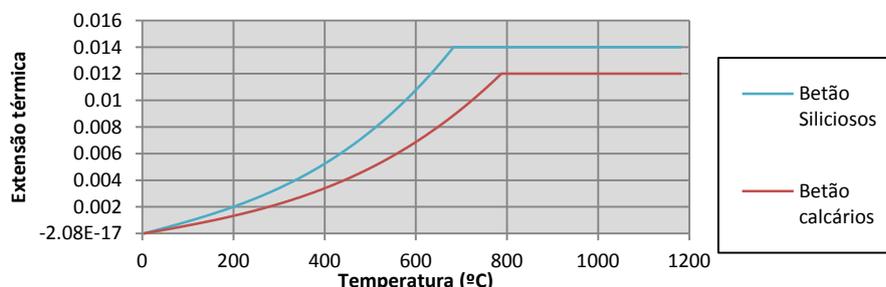


Figura 8. Extensão térmica do betão

#### 3.1.3.2 Dilatação térmica

O coeficiente de dilatação térmica do betão,  $\alpha$ , pode ser definido como a variação da dimensão linear por unidade de comprimento dividida pela variação de temperatura. Na Figura 9 apresenta-se os coeficientes de dilatação térmica em função do tipo de agregado:

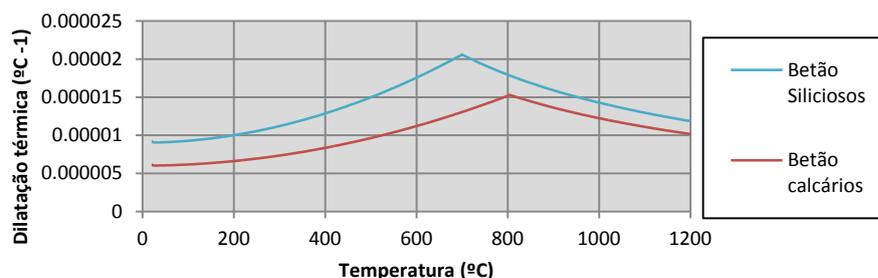


Figura 9. Dilatação térmica do betão

### 3.1.3.3 Calor específico

Calor específico,  $C_c$  [ $J\ kg^{-1}\ ^\circ C^{-1}$ ], ou capacidade térmica do betão é a energia calorífica requerida para que um meio com uma unidade de peso aumente em uma unidade de temperatura. A energia calorífica (ou calor) é uma forma de energia que é diretamente transferida de um corpo mais quente para um mais frio. Portanto, calor é transferência de energia calorífica de um corpo para o outro. Segundo a EN1992-1-2 (2010), o valor  $C_c$  varia em função do teor de água (Figura 10):

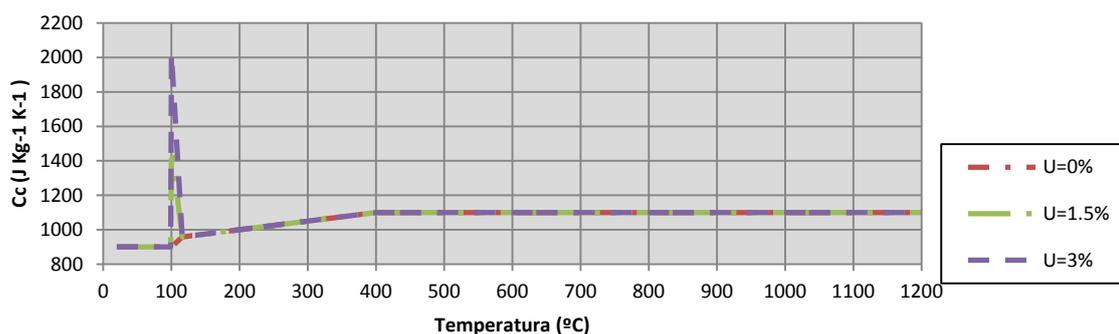


Figura 10. Calor específico do betão

### 3.1.3.4 Condutibilidade térmica

Condutibilidade térmica,  $k$  ( $W\ m^{-1}\ ^\circ C^{-1}$ ), é uma propriedade física dos materiais que define a facilidade destes em conduzir calor, e define-se como a quantidade de calor transmitida através de uma determinada espessura do material, numa direção normal a superfície, devido a um gradiente térmico, sob condições de estado fixo e quando a transferência de calor é dependente apenas do gradiente de temperatura. A quantidade de água no betão, a densidade deste e a temperatura influenciam significativamente esta propriedade.

A condutibilidade térmica do betão é especificada na EN1992-1-2 (2010), apresentando seguintes expressões para os valores de limites inferior e superior (Figura 11):

$$\lambda_{c,\theta} = 2 - 0.2451 \times \left(\frac{T}{100}\right) + 0.0107 \times \left(\frac{T}{100}\right)^2 \quad [W/m.K] \quad 20^\circ C \leq T \leq 1200^\circ C$$

$$\lambda_{c,\theta} = 1.36 - 0.136 \times \left(\frac{T}{100}\right) + 0.0057 \times \left(\frac{T}{100}\right)^2 \quad [W/m.K] \quad 20^\circ C \leq T \leq 1200^\circ C$$

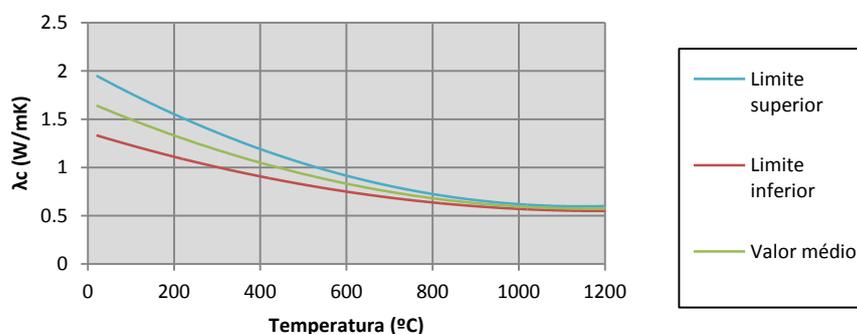


Figura 11. Condutibilidade térmica do betão

### 3.2 Propriedades do aço para betão armado a altas temperaturas

#### 3.2.1 Propriedades físicas

##### 3.2.1.1 Extensão térmica

Segundo a EN1992-1-2, a extensão térmica do aço  $\varepsilon_s(T)$  poderá ser determinada a partir das expressões seguintes (Figura 12):

- i)  $\varepsilon_s(T) = -2.416 \times 10^{-4} + 1.2 \times 10^{-5} \times T + 0.4 \times 10^{-8} \times T^2$   $20^\circ\text{C} \leq T \leq 750^\circ\text{C}$
- ii)  $\varepsilon_s(T) = 11 \times 10^{-3}$   $750^\circ\text{C} < T \leq 860^\circ\text{C}$
- iii)  $\varepsilon_s(T) = -6.2 \times 10^{-3} + 2.0 \times 10^{-5} \times T$   $860^\circ\text{C} < T \leq 1200^\circ\text{C}$

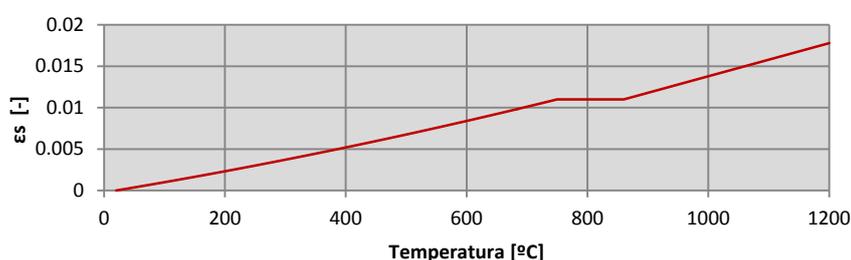


Figura 12. Extensão térmica do aço para betão

##### 3.2.1.2 Dilatação térmica

Tal como para o betão, o coeficiente de dilatação térmica do aço, pode ser definido como a variação da dimensão linear por unidade de comprimento (extensão) dividida pela variação de temperatura. De seguida apresenta-se graficamente os valores desta propriedade (Figura 13).

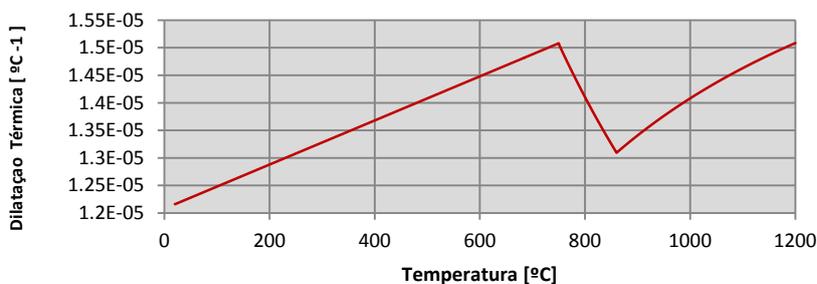


Figura 13. Dilatação térmica do aço em função da temperatura

##### 3.2.1.3 Massa volúmica

Segundo a EN1993-1-2, a massa volúmica do aço não se altera com o aumento da temperatura, pelo que o seu valor mantém-se constante, sendo o seu valor de 7850Kg/m<sup>3</sup>.

### 3.2.2 Propriedades mecânicas

#### 3.2.2.1 Módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson

O aço sofre degradação das propriedades mecânicas devido as altas temperaturas. No que respeita ao módulo de elasticidade, a EN1992-1-2 (2010) apresenta os valores do fator de

redução a aplicar ao valor deste parâmetro à temperatura ambiente para obter o seu valor em função da temperatura. Na figura 14 representa-se graficamente a evolução do valor do módulo de elasticidade em função da temperatura.

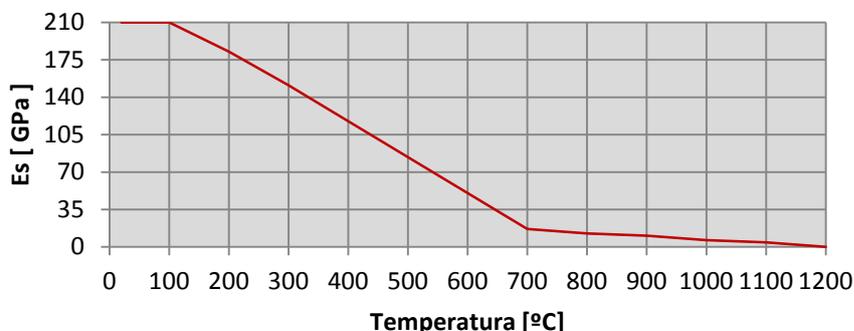


Figura 14. Módulo de elasticidade do aço em função da temperatura

No que diz respeito ao coeficiente de Poisson, a referida norma é omissa, não sendo feita nenhuma referência à sua variação com a temperatura. Considerou-se neste trabalho um coeficiente de Poisson constante de valor 0.3.

### 3.2.2.2 Resistência

Na Figura 15, encontra-se diagrama de tensões-extensões apresentado na EN1992-1-2 (2010) para as propriedades de resistência e de deformação do aço para betão armado a elevadas temperaturas (Figura 15).

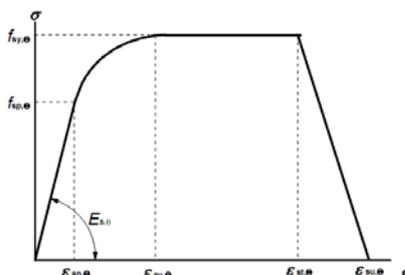


Figura 15. Relação tensão-extensão para o aço em função da temperatura, EN1992-1-2

De seguida apresenta-se na Figura 16 que representa a evolução da tensão de cedência de um aço S500 laminado a quente:

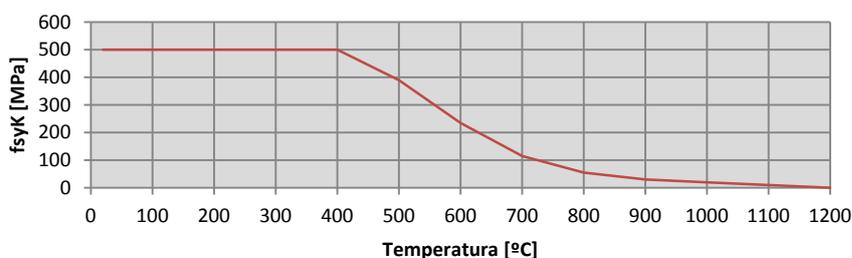


Figura 16. Tensão de cedência do aço S500 em função da temperatura

Os vários parâmetros intervenientes nesta relação são apresentados no Quadro 5 extraído da EN1992-1-2 (2010).

Domínio	Tensão $\sigma(\theta)$	Módulo tangente
$\varepsilon_{sp,\theta}$	$\varepsilon E_{s,\theta}$	$E_{s,\theta}$
$\varepsilon_{sp,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{sy,\theta}$	$f_{sp,\theta} - c + (b/a)[a^2 - (\varepsilon_{sy,\theta} - \varepsilon)^2]^{0,5}$	$\frac{b(\varepsilon_{sy,\theta} - \varepsilon)}{a[a^2 - (\varepsilon - \varepsilon_{sy,\theta})^2]^{0,5}}$
$\varepsilon_{sy,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{st,\theta}$	$f_{sy,\theta}$	0
$\varepsilon_{st,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{su,\theta}$	$f_{sy,\theta} [1 - (\varepsilon - \varepsilon_{st,\theta}) / (\varepsilon_{su,\theta} - \varepsilon_{st,\theta})]$	—
$\varepsilon = \varepsilon_{su,\theta}$	0,00	—
Parâmetro *)	$\varepsilon_{sp,\theta} = f_{sp,\theta} / E_{s,\theta}$ Armadura de Classe A	$\varepsilon_{sy,\theta} = 0,02$ $\varepsilon_{st,\theta} = 0,15$ $\varepsilon_{st,\theta} = 0,05$ $\varepsilon_{su,\theta} = 0,20$ $\varepsilon_{su,\theta} = 0,10$
Funções	$a^2 = (\varepsilon_{sy,\theta} - \varepsilon_{sp,\theta})(\varepsilon_{sy,\theta} - \varepsilon_{sp,\theta} + c/E_{s,\theta})$ $b^2 = c(\varepsilon_{sy,\theta} - \varepsilon_{sp,\theta})E_{s,\theta} + c^2$ $c = \frac{(f_{sy,\theta} - f_{sp,\theta})^2}{(\varepsilon_{sy,\theta} - \varepsilon_{sp,\theta})E_{s,\theta} - 2(f_{sy,\theta} - f_{sp,\theta})}$	

Quadro 5. Parâmetros para definir a relação tensão extensão no aço para betão armado

De seguida apresenta-se na Figura 17 que representa a evolução da tensão de cedência de um aço S500 laminado a quente:

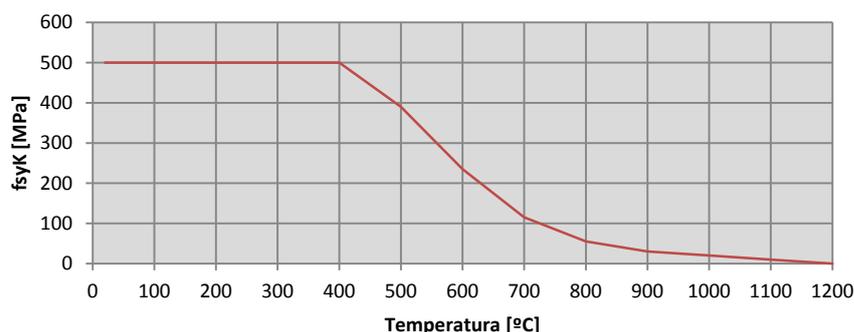


Figura 17. Tensão de cedência do aço S500 em função da temperatura

### 3.2.3 Propriedades térmicas

#### 3.2.3.1 Calor específico

Para determinar a evolução da temperatura nas armaduras é necessário conhecer qual o valor do calor específico do aço. Segundo o EN1993-1-2, o calor específico do aço pode ser definido pelas seguintes expressões:

- i)  $C_s(T) = 425 + 7.73 \times 10^{-1} \times T - 1.69 \times 10^{-3} \times T^2 + 2.22 \times 10^{-6} \times T^3$   $20^\circ\text{C} \leq T < 600^\circ\text{C}$
- ii)  $C_s(T) = 666 + \frac{13002}{738 - T}$   $600^\circ\text{C} \leq T < 735^\circ\text{C}$
- iii)  $C_s(T) = 545 + \frac{17820}{T - 731}$   $735^\circ\text{C} \leq T < 900^\circ\text{C}$
- iv)  $C_s(T) = 650$   $900^\circ\text{C} \leq T \leq 1200^\circ\text{C}$

Estas expressões traduzem-se graficamente (Figura 18):

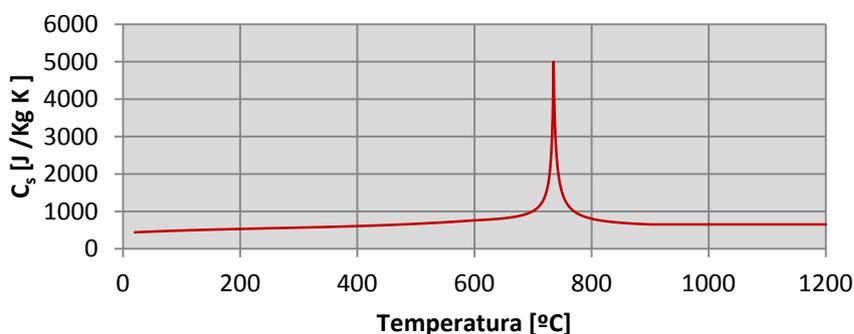


Figura 18. Calor específico do aço em função da temperatura

### 3.2.3.2 Condutibilidade térmica

Segundo o EN1993-1-2 (2010) a condutibilidade térmica do aço varia com a temperatura sendo dada pelas seguintes expressões (Figura 19):

- i)  $\lambda_s(T) = 54 - 3.33 \times 10^{-3} \times T$  [W/mK],  $20^\circ\text{C} \leq T \leq 800^\circ\text{C}$
- ii)  $\lambda_s(T) = 27.3$  [W/mK],  $800^\circ\text{C} < T \leq 1200^\circ\text{C}$

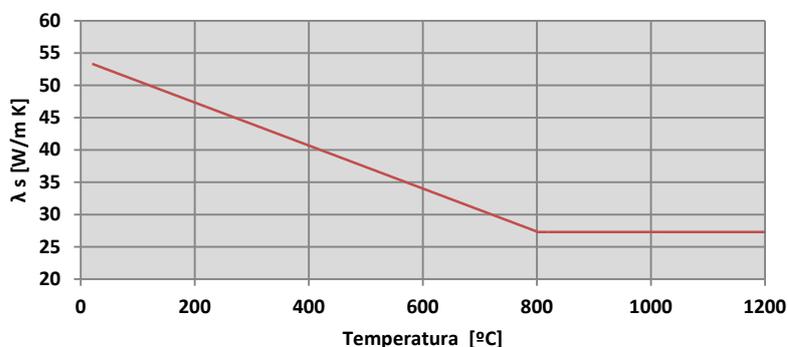


Figura 19. Condutibilidade térmica do aço

## 3.3 Considerações finais

A pesquisa sobre as propriedades dos materiais incidiu essencialmente nas Normas Europeias. Nestas existem explicitamente todas as propriedades necessárias à análise termo-mecânica exceto o modo de elasticidade do betão que pode ser determinado indiretamente pelo diagrama tensão-extensão dado para cada temperatura pela EN-1992-1-2. Os valores considerados nas simulações são os das normas referidas.

## 4 MODELAÇÃO EXPERIMENTAL

No passado recente no LEME do DEC da UC realizaram-se vários ensaios experimentais visando estudar o comportamento ao fogo de diferentes elementos com dilatação térmica restringida. Os resultados destes ensaios foram usados para calibrar o modelo numérico desenvolvido do âmbito desta tese.

### 4.1 Sistema de ensaio

#### 4.1.1 Condições de fronteira

No sistema de ensaio utilizado as condições de fronteira são materializadas pelo pórtico de reação e pelo pórtico de restrição.

O pórtico de reação (3) era constituído por dois pilares HEB500 e uma viga HEB600, ambos em aço S355. A ligação entre eles é feita por parafusos M24 e classe 8.8. A ligação dos pilares à laje de reação era realizada através de varões diwidag com as respetivas porcas e placas de ancoragem.

O pórtico de restrição (4) é constituído por 4 pilares e quatro vigas HEB300, também em aço S355, com uma disposição ortogonal. Este pórtico simulava a restrição à dilatação térmica do pilar durante o ensaio de resistência ao fogo. Tem como objetivo simular o efeito da estrutura circundante a que um pilar se encontra inserido numa estrutura real. Na Figura 20 apresenta-se uma imagem dos pórticos utilizados.

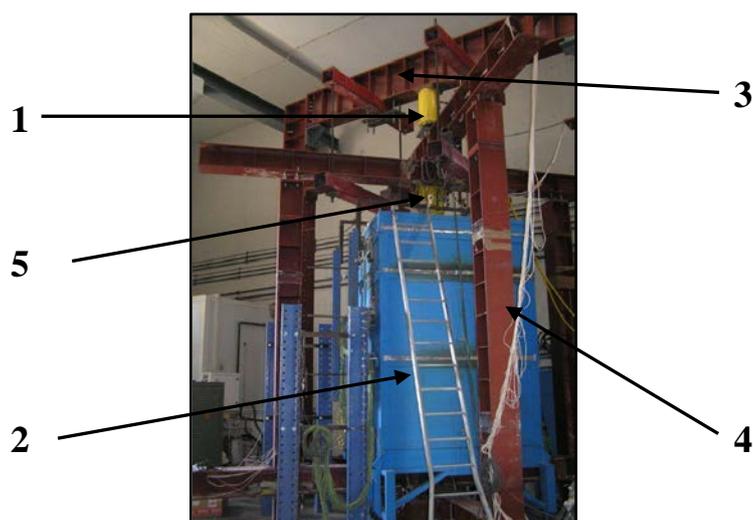
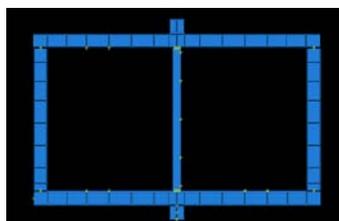
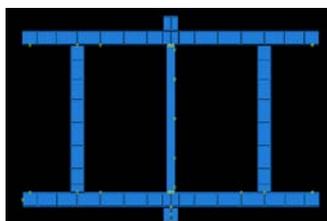


Figura 20. Vista geral do sistema de ensaio

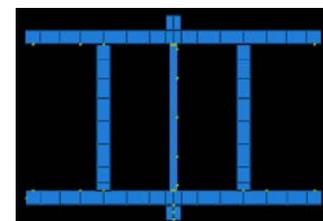
Para estudar a influência do parâmetro “rigidez da estrutura circundante” no comportamento ao fogo dos pilares ensaiados, o pórtico de restrição utilizado possibilitava a variação de três níveis de restrição. Estas eram obtidas em função da alteração da posição dos pilares de restrição. Esta variação de rigidez traduzia-se numa maior ou menor restrição à dilatação térmica do pilar aquando da aplicação da ação térmica. Desta forma, era possível colocar os pilares em três posições. A menor rigidez correspondia ao maior vão, ou seja, um vão de 3,0 m entre o eixo do pilar ensaiado experimentalmente e o eixo do pilar do pórtico de restrição. A rigidez intermédia correspondia a um vão de 2,0 m. A maior rigidez por sua vez obtinha-se com um vão de 1,5 m. Nas Figura 21, 22 e 23 apresentam-se em esquema o pórtico de restrição onde se indicam as três posições possíveis dos pilares do pórtico de restrição.



**Figura 21.** Restrição mínima  $L = 3\text{m}$  [Designada por R1 ou Rmín]



**Figura 22.** Restrição intermédia,  $L = 2\text{m}$  [Designada por R2]



**Figura 23.** Restrição máxima,  $L = 1,5\text{m}$  [Designada por Rmáx]

A rigidez da estrutura circundante foi determinada com recurso a ensaios experimentais específicos onde o modelo experimental era substituído por um macaco hidráulico que aplicava uma carga, tendo-se medido o valor da carga e dos deslocamentos. Desta forma obtiveram-se os valores de rigidez axiais e rotacionais (Quadro 6):

	KSA [N/m]	KSR [N.m/rad]
<b>L = 3m</b>	13100000	4827500
<b>L = 2m</b>	45000000	5562000
<b>L=1,5m</b>	128350000	7844000

**Quadro 6.** Rigidez axiais e rotacionais do pórtico de restrição

#### 4.1.2 Aplicação da ação mecânica

A carga aplicada aos pilares era executada com recurso a um macaco hidráulico (1) com uma capacidade máxima de 3 MN. Com esta ação mecânica pretendeu-se simular a carga de serviço do pilar integrado na estrutura de um edifício. O macaco encontra-se fixo à viga do pórtico de reação e aplicava a carga no cruzamento das vigas do pórtico de restrição. Desta forma a carga é aplicada sobre o pórtico de restrição pelo que este tem ter a translação vertical livre para a carga ser transmitida ao pilar experimental, sendo necessário posteriormente fixar a ligação viga-pilar do pórtico de restrição, para impedir a dilatação livre o pilar, simulando desta forma a restrição à dilatação térmica imposta pela estrutura circundante. Depois existe um pistão (5) com célula de carga no seu interior, para medir a força exercida pelo pilar.

#### 4.1.3 Ação Térmica

Para a aplicação da ação térmica recorreu-se à utilização de um forno modular elétrico (2), com taxas de aquecimento próximas da curva ISO834 [42].

#### 4.1.4 Medição de grandezas

Os valores de todas as grandezas monitorizadas no decorrer dos ensaios são registados com recurso a um equipamento de aquisição de dados (data logger). Este equipamento permite obter valores de grandezas como forças, deslocamentos, temperaturas e extensões.

### 4.2 Ensaios experimentais utilizados na modelação numérica

Os resultados dos ensaios experimentais utilizados neste trabalho provém de dois estudos desenvolvidos sob orientação do Professor Doutor João Paulo Correia Rodrigues [19] e [30]. Cada um dos trabalhos contribui com resultados para um tipo de secção. Do primeiro trabalho obtém-se resultados para pilares quadrados, por sua vez o segundo contribui com resultados para pilares circulares.

Estes resultados serão utilizados para calibrar o modelo numérico, para posteriormente se poder prever o comportamento ao fogo de pilares com outras características.

No que se segue deste capítulo, serão apresentados os resultados dos referidos trabalhos em subcapítulos independentes.

#### 4.2.1 Pilares de secção quadrada

Foram estudados 11 pilares com características geométricas e/ou de carregamento diferentes. Os pilares foram ensaiados a um nível de carregamento de 70% da carga resistente, exceto o pilar com a designação “P25-16-NC” no qual foi aplicado a totalidade da carga resistente. A designação de cada pilar consiste numa forma simplificada de descrever algumas características. Desta forma e como exemplo explicita-se o que designa o pilar P16-10-R1, é um pilar com 16cm de lado, com 4 varões  $\phi 10$  e submetido a uma força de restrição R1.

Foram simuladas duas forças de restrição à dilatação térmica, através da posição dos pilares do pórtico de restrição, com afastamento de 3 e 2 metros ao pilar ensaiado, obtendo uma rigidez de  $R1= 13,1 \text{ KN/mm}$  e  $R2= 45,3 \text{ KN/mm}$ , respetivamente. Apresenta-se na Figura 24 uma esquematização das secções e dos termopares analisados.

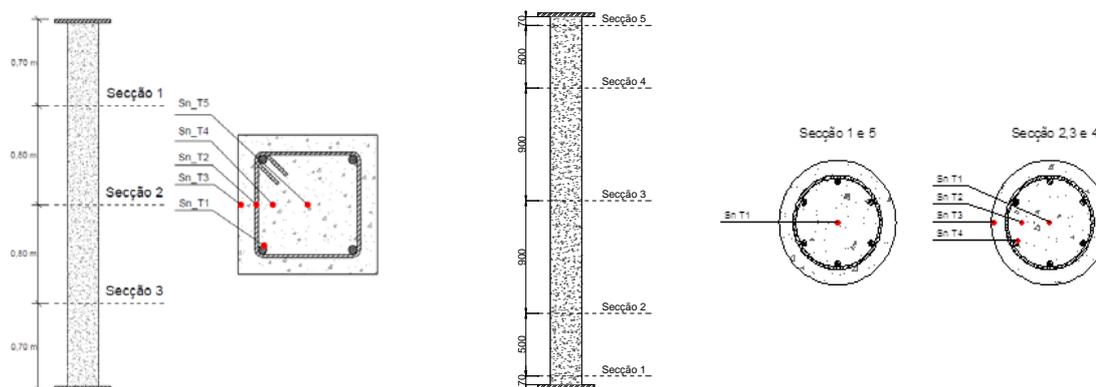


Figura 24. Designação e numeração das secções e dos termopares nos pilares quadrados e circulares

Na forma no Quadro 7 apresentam-se as principais características de cada pilar ensaiado.

Pilar	b	Ac	n° varões	$\phi_{long.}$	$\phi_{transv.}$	As	Taxa de armaduras	L	$\lambda$	N <sub>Rd</sub>	N <sub>sd</sub> =0.7N <sub>Rd</sub>
	[mm]	[mm <sup>2</sup> ]	[-]	[mm]	[mm]	[mm <sup>2</sup> ]	[%]	[mm]	[-]	[KN]	[KN]
P16-10-R1	160	25600	4	10	6	314.16	1.23	3000	63.6	214	150
P16-10-R2	160	25600	4	10	6	314.16	1.23	3000	63.6	214	150
P16-16-R1	160	25600	4	16	6	804.25	3.14	3000	61.8	268	188
P16-16-R2	160	25600	4	16	6	804.25	3.14	3000	61.8	269	189
P25-16-R1	250	62500	4	16	6	804.25	1.29	3000	40.9	740	518
P25-16-R2	250	62500	4	16	6	804.25	1.29	3000	40.9	472	331
P25-25-R1	250	62500	4	25	8	1963.50	3.14	3000	39.2	980	686
P25-25-R2	250	62500	4	25	8	1963.50	3.14	3000	39.2	994	696
P25-16-NC	250	62500	4	16	6	804.25	1.29	3000	40.9	740	740

Quadro 7. Propriedades dos pilares retangulares ensaiados experimentalmente

No Quadro 8 apresentam-se os principais resultados de cada pilar.

Pilar	P <sub>o</sub>	P <sub>máx</sub>	P <sub>rest_max</sub>	P <sub>rest_max</sub> /P <sub>o</sub>	Tempos Críticos
	[KN]	[KN]	[KN]	[%]	[min]
P16-10-R1	143.83	183.25	39.42	27.4%	64.7
P16-10-R2	152.29	235.81	83.52	54.8%	76.58
P16-16-R1	181.06	273.78	92.72	51.2%	87.73
P16-16-R2	184.71	344.6	159.89	86.6%	86.87
P25-16-R1	494.71	563.56	68.85	13.9%	136.22
P25-16-R2	507.40	616.18	108.78	21.4%	131.67
P25-25-R1	656.34	725.7	69.36	10.6%	143.53
P25-25-R2	675.32	838.13	162.81	24.1%	118.02
P25-16-NC	665.83	679.7	13.87	2.1%	27.82

Quadro 8. Resistência dos pilares quadrados nos ensaios experimentais

#### 4.2.2 Pilares de secção circular

No trabalho de base sobre pilares circulares foram ensaiados 8 pilares. À semelhança do que aconteceu nos pilares retangulares, também aqui a designação dos pilares é utilizada para descrever algumas das suas características. Desta forma o pilar “PC25-12” significa que se trata de um pilar circular com diâmetro de 25cm e armadura longitudinal  $\phi 12$ . No Quadro 9

são apresentadas algumas características destes pilares. Tal como para os pilares quadrados, é importante definir como são designadas e numeradas as secções e os termopares nos pilares circulares. Nestes últimos definiram-se 5 secções com diferentes posições de termopares, a esquematização encontra-se na Figura 24.

Nestes ensaios experimentais as restrições aplicadas foram a máxima e mínima, correspondendo a uma rigidez axial de 128,35 KN/mm e 13,1KN/mm, respetivamente.

Pilar	Diâmetro	Ac	n° varões	$\phi_{long.}$	As	Taxa de armaduras		L	I	$\lambda$	N <sub>Rd</sub>	N <sub>sd</sub> =0.7N <sub>Rd</sub>
						[mm]	[mm <sup>2</sup> ]					
PC25-12	250	49087	6	12	679	1.38%	3000	191747598	57.12	518.54	363	
PC25-20	250	49087	6	20	1885	3.84%	3000	191747598	57.12	891.69	625	
PC30-12	300	70686	6	12	679	0.96%	3000	397607820	47.6	654.33	459	
PC30-20	300	70686	6	20	1885	2.67%	3000	397607820	47.6	1094.39	767	

Quadro 9. Propriedades dos pilares circulares ensaiados experimentalmente

No Quadro10 são apresentados os valores de resistência de cada pilar.

Pilar	P <sub>o</sub>	P <sub>max</sub>	P <sub>rest,max</sub>	P <sub>rest,max</sub> / P <sub>o</sub>	Tempos Críticos
	aplicada				
	[KN]	[KN]	[KN]	[%]	[min]
PC25-12- Rmín	363	378	15	4.12%	110
PC25-12- Rmáx	363	400	37	10.2%	104
PC25-20- Rmín	624	694	70	11.4%	163
PC25-20- Rmáx	624	829	205	32.8%	147
PC30-12- Rmín	458	483	25	5.4%	152
PC30-12- Rmáx	458	547	89	19.4%	198
PC30-20-Rmín	766	810	44	5.7%	154
PC30-20- Rmáx	766	975	209	27.3%	185

Quadro 10. Resistência dos pilares quadrados nos ensaios experimentais

## 5 MODELAÇÃO NUMÉRICA

### 5.1 Introdução

Com a modelação numérica efetuada pretendeu-se simular o comportamento ao fogo dos pilares de betão armado com dilatação térmica restringida ensaiados experimentalmente no LEME do DEC da UC e com isso desenvolver um modelo numérico que possibilite um estudo paramétrico mais abrangente.

Neste capítulo apresenta-se e descreve-se as características mais relevantes dos modelos numéricos desenvolvidos no âmbito desta tese, apresentando-se as justificações para as diversas opções tomadas. Nesta tese utilizaram-se um conjunto de resultados experimentais, apresentados anteriormente, para calibrar os modelos numéricos desenvolvidos.

A atividade experimental requer grandes recursos financeiros e muito tempo despendido na preparação e realização dos ensaios, pelo que a modelação numérica surge como uma ferramenta útil para contornar estes inconvenientes. Desta forma, dispondo-se de modelos numéricos adequados, a avaliação do comportamento estrutural ao fogo de pilares de betão armado com dilatação térmica restringida poderá ser efetuada através dos mesmos.

Segundo o EN1992-1-2 (2010) os métodos avançados de cálculo são co-substanciados pelos modelos numéricos e devem envolver o cálculo da evolução de temperatura nos elementos estruturais e o cálculo do comportamento mecânico (deslocamentos e tensões) dos elementos ou da estrutura expostos ao fogo. Na medida em que a distribuição de temperaturas pode ser considerada independente da distribuição de tensões nos elementos, é possível resolver o problema de análise de uma estrutura ou de um elemento sujeito a ação do fogo em duas fases separadas [40], [41]. Numa primeira fase resolve-se o problema de análise térmica para determinar a evolução de temperaturas nos elementos ao longo do tempo. Posteriormente, realiza-se a análise mecânica determinando os deslocamentos e a distribuição de tensões devido às ações mecânicas e à temperatura originada pela ação térmica.

Foi esta a metodologia adotada na presente tese pelo que neste capítulo se faz a separação entre os modelos de resposta térmica e de resposta mecânica.

Esta metodologia justifica-se pela redução significativa do tempo de cálculo. Efetuaram-se simulações onde a análise mecânica e térmica foram realizadas em simultâneo, no entanto neste tipo de análise existem grandes problemas de convergência, pelo que cada simulação se prolongava por vários dias.

Para o desenvolvimento dos modelos numéricos utilizou-se o programa de elementos finitos Abaqus/CAE Version 6.12 distribuído pela empresa Simulia e implementado num computador com sistema operativo Microsoft Windows 7 Professional - com um processador Intel Pentium 7 de 3,40 GHz e memória RAM de 32 GB.

O ABAQUS possui uma extensa biblioteca de elementos finitos que podem modelar adequadamente qualquer geometria, além de uma extensa lista de modelos para o comportamento de materiais que, por sua vez, são capazes de simular a maioria daqueles utilizados na engenharia de estruturas. Os elementos sólidos implementados no programa, podem ser usados para análises não lineares complexas envolvendo contacto, plasticidade e grandes deformações.

## 5.2 Modelo numérico

Neste subcapítulo apresentam-se todos os aspetos relacionados com o modelo numérico desenvolvido para simular o comportamento observado experimentalmente.

Este processo de modelação consiste num processo iterativo no qual se procura atingir o modelo que melhor representa o comportamento observado experimentalmente com o menor esforço computacional, pois a otimização do tempo de cálculo tem um papel importante na tomada de decisão.

Iniciou-se a modulação no módulo “Part”, no qual foi definido os elementos a considerar e as dimensões dos mesmos. Começou-se por estudar efeito da consideração de elementos 3D (“Solid”) para a secção de betão e para os varões de aço em comparação da consideração de elementos 3D (“Solid”) para o betão e elementos 2D (“Wire”) para definir os varões da armadura longitudinal (Figuras 25, 26 e 27). Constatou-se que não existia diferenças dignas de registo, verificando-se que o tempo de cálculo no primeiro caso era muito superior. Desta forma considerou-se a segunda abordagem.

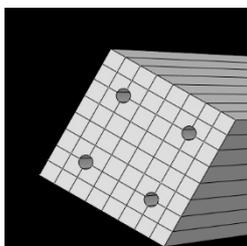


Figura 25. Elemento 3D para o betão



Figura 26. Elemento 3D para os varões de aço

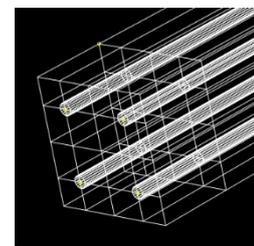


Figura 27. Elemento 3D para o betão com os varões modelados em "wire"

Posteriormente, no módulo “Property” definiram-se as propriedades dos materiais aço para as armaduras, aço dos perfis metálicos do pórtico de restrição e betão e atribuíram-se os materiais à zona respetiva dentro da secção e/ou às partes criadas no módulo “Part”.

Procedeu-se depois à discretização dos elementos em elementos finitos, este procedimento realiza-se no módulo "Mesh". Os tipos de elementos finitos utilizados foram (Figura 28):

- “linear hexahedral elements of type” – DC3D8 (“DC”=heat transfer or mass diffusion, “3D”=three-dimensional e “8”= eight nodes) para o elemento de betão;
- “linear line elements” – DC1D2 – (“DC”=heat transfer or mass diffusion, “1D”=link e “2” = two node para os varões de aço;

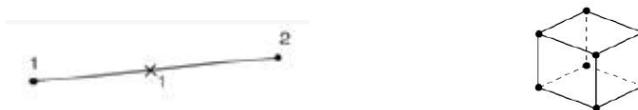


Figura 28. Elemento de 2 nós e um ponto de integração [à esquerda] e Elemento hexaedro de 8 nós [à direita]

Neste mesmo módulo definiu-se a dimensão média do elemento finito, considerou-se 25mm para o betão. Avaliou-se o efeito de uma malha mais refinada (10mm e 20mm) e constatou-se que não havia melhoria significativa.

Com base no pressuposto de otimização do tempo de cálculo, iniciou-se este processo, considerando a substituição do pórtico de restrição por molas, que simulassem a rigidez axial e rotacional imposta pelo mesmo. A consideração das molas reduz significativamente os nós da estrutura e conseqüentemente a duração do tempo de cálculo. Este procedimento realiza-se no módulo “Iteration” no qual se define as molas axiais (“Axial”) e rotacionais (“Hinge”). No entanto os resultados não representavam bem o comportamento observado experimentalmente. Abandonou-se esta abordagem e passou a considerar-se as vigas do pórtico de restrição, no seguimento do modelo experimental, constituído por perfis HEB 300 em aço S355. Na figura 29 apresenta-se os dois modelos:

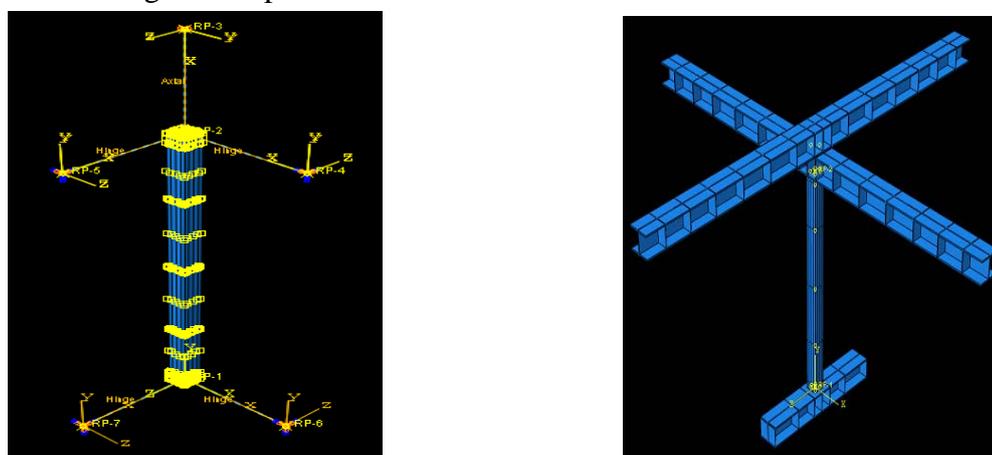


Figura 29. Modelação do sistema com molas [à esquerda] e com as vigas do pórtico de restrição [à direita]

No módulo "Assembly" definiram-se os elementos que constituem o modelo, ou seja, o pilar (com a armadura longitudinal inerente), 2 vigas HEB300 de 6 m de comprimento e 1 viga HEB300 de 2 m.

A consideração do tipo de contacto existente entre os elementos e as condições de fronteira são definidos nos módulos "Interaction" e "Load". O contacto entre as vigas de restrição/pilar e o contacto entre as vigas de restrição/vigas de restrição foram modelados como "tie". Por outro lado, na viga inferior do pórtico considerou-se que as suas extremidades são encastradas. No que se refere às vigas de restrição superiores efetuou-se a sua caracterização em 2 passos. Primeiro modelou-se como um "slide" permitindo translação vertical, isto para permitir a aplicação da carga, no passo seguinte modelou-se como rotulado uma direção, uma vez que no sistema de ensaio a ligação viga e pilar não era rígida perfeita.

### 5.3 Imperfeições geométricas

As imperfeições geométricas iniciais são um aspeto importante a considerar no modelo numérico uma vez que estas existem nas estruturas reais e consequentemente nos modelos experimentais ensaiados.

Estas imperfeições podem ser consideradas no Abaqus de várias formas. Uma delas é pela definição de uma deformada inicial ao longo do comprimento do pilar, que pode resultar de um curva circular ou sinusoidal, sendo necessário para isto, a definição da excentricidade máxima que existe no pilar. A Figura 30 exemplifica estas imperfeições para uma excentricidade máxima de 0,015m (L/200).

Outra forma de considerar as imperfeições geométricas, consiste na realização de uma análise de encurvadura do pilar ("Buckle") e gravação dos deslocamentos de todos os nós que resultaram da discretização efetuada no módulo "Mesh". Estes dados ficam armazenados e são introduzidos no Abaqus manualmente em "EditKeywords" no separador "Model", através do seguinte comando:

```
***imperfection, file=«colocar nome do ficheiro Job», step=«colocar o numero do step»
```

```
«colocar o modo de encurvadura pretendido», «Colocar a excentricidade máxima.»
```

Exemplo utilizado numa das simulações:

```
***imperfection, file=Job-pilar_Q_16_10_encurvadura_WIRE, step=1  
2, 0.015
```

Na Figura 31 apresenta-se uma imagem extraída do Abaqus resultante de uma análise de encurvadura.

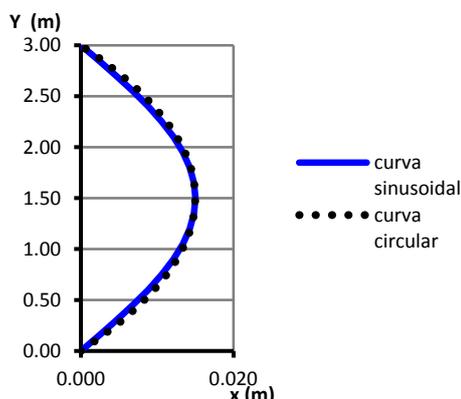


Figura 30. Imperfeições geométricas: Curva circular e sinusoidal

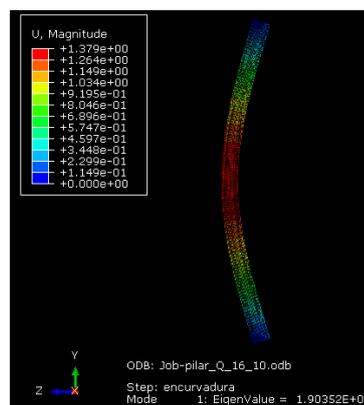


Figura 31. Análise de encurvadura

Neste exemplo a magnitude do deslocamento máximo é 1,379 m (Zona a vermelho), quando se pretende introduzir uma excentricidade de 0,015m a partir desta deformada temos que dividir  $0,015/1,379 = 0,01088$ . Este deve ser o valor a introduzir manualmente no “EditKeywords”. Este é um aspeto importante na análise dos resultados. No presente trabalho considerou-se esta abordagem.

## 5.4 Análise térmica

A transferência de energia entre dois corpos ocorre quando existe uma diferença de temperatura entre eles. Esta transferência ocorre da região que se encontra a uma temperatura mais elevada para a região com temperatura mais baixa, dando-se a este fenómeno o nome de transferência de calor. Este fenómeno pode ocorrer por três processos distintos: condução, convecção ou radiação, podendo estes ocorrer separadamente ou em simultâneo.

### 5.4.1 Propriedades térmicas dos materiais e demais parâmetros térmicos usados nas simulações numéricas

A análise térmica exige a definição de algumas propriedades relevantes dos materiais utilizados, betão e aço para as armaduras. Assim, definiu-se para cada material, a massa volúmica, da condutibilidade térmica e do calor específico, em função da temperatura. Utilizaram-se os valores indicados na EN1992-1-2 (2010), apresentados anteriormente no Capítulo 3.

Nos ensaios experimentais os modelos estiveram sujeitos a fluxos de calor por convecção e por radiação. Desta forma, para além das propriedades físicas e térmicas dos materiais betão e aço, foi também necessário definir o coeficiente de transmissão de calor por convecção e a emissividade da superfície de betão.

Fizeram-se várias simulações com diferentes valores para estes dois parâmetros, verificou-se que para valores ligeiramente inferiores, aos recomendados na EN1992-1-2 (2010), obtinha-se perfis de evolução de temperatura mais próximo dos verificados experimentalmente, principalmente nos modelos de secção circular.

Opta-se, desta forma, por utilizar os valores para o coeficiente de transmissão de calor por convecção  $\alpha_c = 21\text{W/m}^2\text{K}$  e para a emissividade da superfície do betão utilizou-se o valor 0,7. Outros parâmetros que são necessários introduzir para realizar a análise térmica são os valores da constante de Stephan-Boltzman e do zero de temperatura absoluta, sendo estes  $5,67\text{e-}8$  e  $-273,15$  °C, respetivamente.

Na análise térmica apenas se determinam distribuições de temperatura e fluxos de calor, não sofrendo o corpo qualquer deformação.

#### 5.4.2 Ação térmica

Nos ensaios experimentais definiu-se como ação térmica a curva de aquecimento padrão ISO834 [42], no entanto verificou-se em todos eles uma diferença entre os valores de temperatura estipulados por essa curva de aquecimento e os que efetivamente foram medidos no interior do forno. Tal facto, apenas se verificou durante os primeiros minutos de cada ensaio. Para fazer face a esta situação, nos modelos numéricos a ação térmica considerada foi a curva de aquecimento definida pelos valores da temperatura no interior do forno ao longo do tempo, observados em cada ensaio experimental.

Nos modelos experimentais de secção quadrada apenas se avaliou a temperatura do forno numa posição, por outro lado nos modelos de secção circular avaliou-se a temperatura no interior do forno em cada um dos módulos, o que permitiu introduzir nas simulações numéricas a ação térmica aplicada em cada uma das zonas do forno. Este aspeto é importantíssimo para representar o que ocorre fisicamente, porque a variação da temperatura ao longo da altura do forno é significativa.

Assumiou-se, em todos os modelos, uma temperatura inicial para a secção transversal igual à temperatura ambiente registada no início de cada ensaio. Poder-se-ia ter considerado uma temperatura ambiente constante para todos os ensaios (usualmente considerada 20°C), uma vez que não influencia os resultados obtidos numericamente.

No módulo “Load” definiu-se a temperatura inicial da secção (“Predifined Field”) e seguidamente no módulo “Interation” definiu-se a ação térmica através de uma condição de fronteira com valores de temperatura prescritos variando ao longo do tempo segundo as

curvas de aquecimento do forno no ensaio respetivo. Ainda neste módulo, definiu-se a aplicação da carga térmica através da convecção e radiação. Nestes processos considerou-se o coeficiente de transmissão de calor por convecção e a emissividade de betão, nas faces exteriores do elemento sólido. Não se verificaram diferenças significativas na consideração dos varões como elementos sólidos ou elemento "wire" (Figura 32).

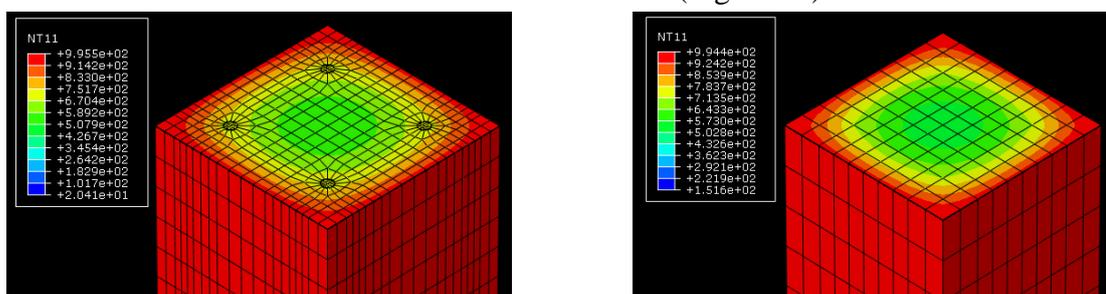


Figura 32. Perfil de temperatura numa secção com elementos solid-solid [à esquerda] e elementos solid-wire [à direita]

A análise térmica numérica obtida através dos fenómenos de transferência de calor por convecção e radiação produziram temperaturas nas secções relativamente superiores às obtidas experimentalmente. Este aspeto influencia os resultados obtidos na análise mecânica realizada posteriormente. Por este facto, e para tentar retratar o melhor possível o que se passou no ensaio realizou-se uma abordagem alternativa onde se efetuou a análise térmica utilizando os valores de temperaturas medidos nos termopares e definiu-se uma temperatura média entre termopares de secções diferentes, definindo desta forma 4 zonas em altura do pilar com temperaturas diferentes. Nas secções extremas (S1 e S3) efetuou-se o equilíbrio com a temperatura ambiente (20°C). Esta simplificação consiste na aplicação, em função do tempo, da temperatura média entre os mesmos termopares de secções sucessiva (Figura 33 - 37).

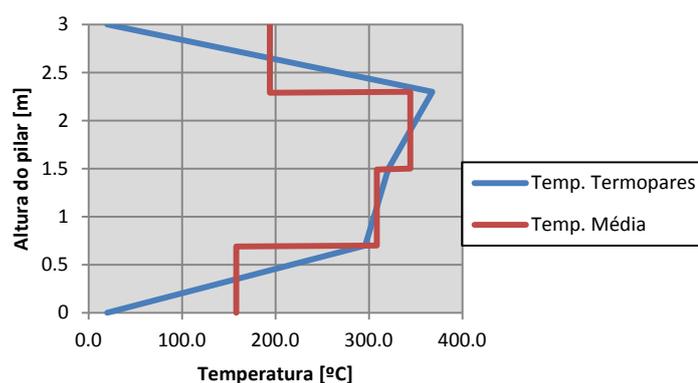


Figura 33. Aplicação da temperatura média entre termopares - termopar T3 aos 30 minutos do pilar P25-25-R2

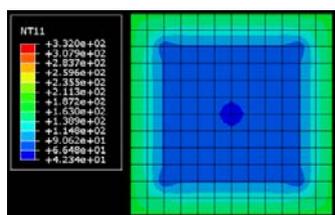


Figura 34. Perfil de temperatura constante entre L=2.3 e L=3m da altura do pilar

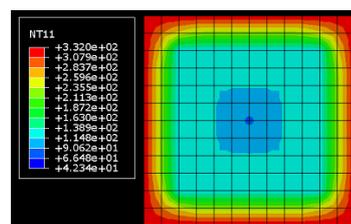


Figura 35. Perfil de temperatura constante entre L=1.5 e L=2.3m da altura do pilar

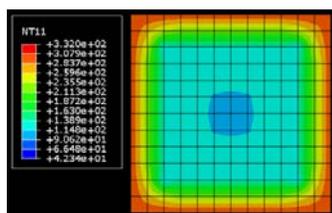


Figura 36. Perfil de temperatura constante entre L=0.7 e L=1.5m da altura do pilar

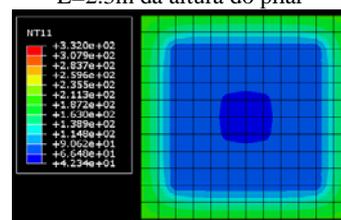


Figura 37. Perfil de temperatura constante entre L=0 e L=0.7m da altura do pilar

Este tipo de análise não foi elaborado para todas os modelos ensaiados experimentalmente por falta de tempo. Optou-se por elaborar esta análise para os modelos P16-10-R1 e P16-10-R2. Esta modelação pode ser consultada no **Anexo II**.

## 5.5 Análise mecânica

No que se refere à resposta mecânica optou-se por realizar uma análise mecânica separada da térmica por razões de esforço computacional e tempo de cálculo exigido.

Desta forma, realizaram-se dois passos no módulo “Step”. O primeiro consistiu na aplicação da carga de serviço, onde o tipo de análise é a análise estática (“Static, General”) e um segundo step onde é aplicada a ação térmica (“Visco”), previamente guardada em ficheiro .ODB e introduzida no módulo “Load” como anteriormente descrito. Neste processo, a malha dos elementos tem de ser exatamente a mesma para que as coordenadas dos nós coincidam.

A aplicação da carga de serviço foi efetuada sobre a área de contacto entre as duas vigas superiores do pórtico de restrição sob a forma de pressão para não provocar plastificação pontual na viga. A figura 38 ilustra a forma como se aplicou a carga:

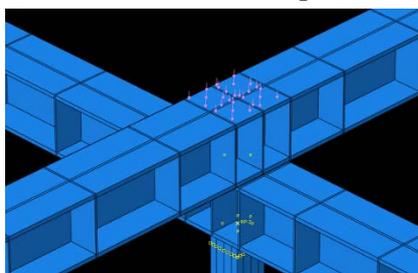


Figura 38. Aplicação da carga no modelo

### 5.5.1 Propriedades dos materiais

As propriedades dos materiais necessárias para a realização da análise mecânica foram a tensão de cedência, a massa volúmica, o módulo de elasticidade, o coeficiente de poisson e o dilatação térmica. Estas propriedades para o elemento de betão e para os varões de aço foram definidas em função da temperatura. Para os elementos do pórtico de restrição as propriedades não sofrem variação com a temperatura porque estes elementos não estavam expostos à aplicação da carga térmica. As propriedades consideradas são apresentadas no capítulo 3.

### 5.5.2 Modelos adotados para os materiais

Como já foi referido, o software Abaqus possui uma extensa biblioteca de elementos finitos que podem modelar adequadamente qualquer geometria, além de uma extensa lista de modelos para o comportamento dos materiais mais comuns em engenharia civil.

O programa tem alguns modelos específicos para o betão, nomeadamente o "Concrete Damaged Plasticity" e o "Concrete Smeared Cracking", e outros como o caso do "Drucker Prager", que não sendo específico para o betão, permite a obtenção de bons resultados em situações particulares [28]. Realizaram-se simulações com os modelos "Concrete Smeared Cracking" e "Drucker Prager" mas os resultados não foram tão bons, sobretudo na deformação axial e nas forças de restrição que eram significativamente superiores aos observados experimentalmente.

Assim para o betão considerou-se o modelo "Concrete Damaged Plasticity". Este modelo utiliza-se para realizar análise estrutural de estruturas de betão submetidas a cargas estáticas, cíclicas e/ou dinâmicas. Este modelo também pode ser apropriado para análise de materiais tal como rocha, argamassas e materiais cerâmicos, mas é mais adequado para o betão. O betão quando sujeito baixas pressões de confinamento, comporta-se como um material frágil, e os principais mecanismos de rotura são a fissuração provocada por trações e esmagamento em compressão. O betão deixa de apresentar comportamento frágil quando a pressão de confinamento toma valores elevados o suficiente para prevenir o aparecimento/ propagação da fissuração. Neste caso a rotura é conduzida pela compressão e pelo colapso da microestrutura do betão, levando a uma resposta macroscópica que se assemelha a um material dúctil. Este modelo considera a irreversibilidade das deformações plásticas associada com os mecanismos de rotura que ocorrem nos materiais de comportamento frágil quando a tensão de confinamento é baixa. Este modelo usa conceito de tensões elásticas isotrópicas combinado com tensões plásticas isotrópicas de tração e de compressão para representar o comportamento não elástico do betão. Este último representa a irreversibilidade de alguns fenómenos que ocorrem no betão como as deformações plásticas. Este modelo considera o betão como contínuo e é baseado em critérios de plasticidade [44].

Considerou-se para os varões de aço o modelo “Plastic-Plasticity”, que consiste num modelo elasto-plástico disponível na biblioteca do Abaqus. Este modelo de material é usado para o cálculo plástico, sendo um modelo particularmente simples, uma vez que é definido através de equações algébricas desenvolvidas em função de uma única variável e a matriz de rigidez pode ser escrita explicitamente.

## 5.6 Calibração do modelo numérico

Neste subcapítulo apresenta-se uma comparação dos resultados das simulações numéricas com os resultados experimentais a fim de validar os modelos numéricos desenvolvidos e desta forma poder realizar outras simulações com outras variáveis a estudar. Os resultados exaustivos de cada um dos elementos e parâmetro em estudo podem ser consultados no **Anexo I**. No entanto em cada uma das seguintes secções apresenta-se, a título de exemplo o resultado da comparação de um dos pilares.

### 5.6.1 Distribuição de temperaturas

O estudo paramétrico destas secções deve ser separado de acordo com o tipo de secção, uma vez que, a aquisição de dados foi realizada de forma diferente e determina de forma crucial a modelação numérica.

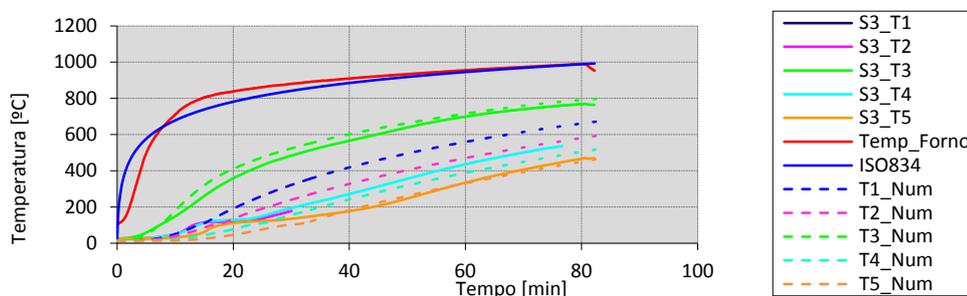
Particularizando, nos ensaios experimentais de secção quadrada realizados apenas foi obtida a temperatura dentro do forno num dado ponto. Por sua vez nos ensaios de secção circular obteve-se a temperatura no interior do forno em cada um dos módulos.

No modelo numérico, a análise térmica realizada com uma única leitura de temperatura do forno, conduz a perfis de temperatura da secção transversal muito semelhantes, ou mesmo iguais, em distintas secções.

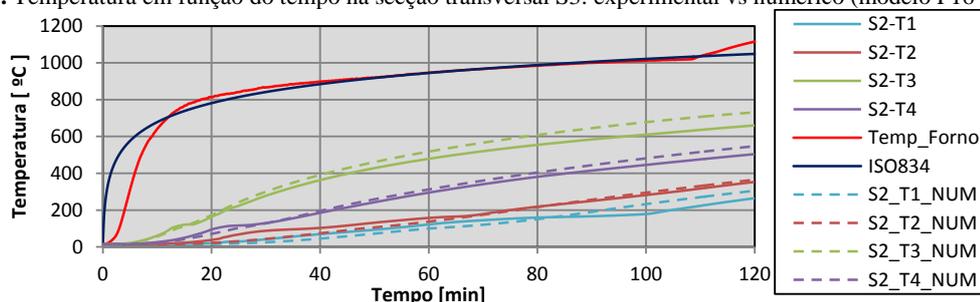
Nos pilares de secção circular com as três leituras, permite a aplicação da carga térmica em função dos módulos do forno, obtendo-se perfis de temperatura distintos e mais próximos do que se verifica experimentalmente.

Desta forma, para cada modelo experimental ensaiado, traçaram-se gráficos com os valores da temperatura em função do tempo para os pontos onde se colocaram termopares, possibilitando desta forma, a comparação entre os resultados dos modelos numéricos e dos ensaios experimentais. De seguida, apresenta-se um exemplo de cada tipo de secção. A designação utilizada consiste em: Sn\_Ti - (n) indica o número da secção transversal e o (i) o número do termopar. A designação Ti\_Num diz respeito ao resultado obtido na simulação numérica para o termopar (i). Nos pilares circulares esta última designação é substituída por Sn\_Ti\_Num, e tem significado análogo. Nas Figuras 39 e 40, a evolução da temperatura em função do tempo

obtida experimentalmente é representada com linhas contínuas e os valores obtidos numericamente são representados com linhas a traço interrompido.



**Figura 39.** Temperatura em função do tempo na secção transversal S3: experimental vs numérico (modelo P16-10-R2)



**Figura 40.** Temperatura em função do tempo na secção transversal S2: experimental vs numérico (modelo PC25-20-RMáx)

De uma forma global os resultados da análise térmica obtidos pelos modelos numéricos desenvolvidos preveem adequadamente a distribuição de temperaturas no interior das secções transversais. As curvas da análise térmica numérica e dos ensaios experimentais assemelham-se, principalmente para a secção S1 e S2. Esta constatação pode dever-se à forma como foi obtida a temperatura do forno, um único local de aquisição de temperaturas, como se sabe dentro do forno a temperatura varia com a altura. Algumas diferenças verificadas no andamento das curvas podem dever-se a fissuração do betão, a fenómenos de spalling e ao fluxo e mudança de fase da água no interior do betão. Os modelos numéricos utilizados neste estudo não consideram estes fenómenos complexos.

### 5.6.2 Força, força de restrição e resistência ao fogo

Neste estudo a avaliação da força exercida pelo pilar (força de restrição) na estrutura circundante (pórtico de restrição) pode ser considerado o parâmetro mais relevante. Considerou-se que a resistência do pilar era esgotada quando as forças de restrição depois de aumentarem, devido à restrição à dilatação térmica do pilar, voltavam a descer, devido à degradação das propriedades mecânicas dos materiais com a temperatura, atingindo o valor da carga de serviço do pilar inicialmente aplicada. A isso que sendo uma resistência ao fogo não padrão chamou-se de tempo crítico. Os resultados numéricos dos pilares quadrados são apresentados nos Quadros 11-13 e dos pilares circulares nos Quadros 14-16.

Pilar	P <sub>o</sub> [KN]	Prest_max [KN]		Diferença relativa [%]
		Experimental	Numérico	
P16-10-R1	143.83	39.43	37.622	4.59%
P16-10-R2	152.29	83.52	80.56	3.54%
P16-16-R1	181.06	92.72	102.0	-10.0%
P16-16-R2	184.71	159.89	180	-12.58%
P25-16-R1	494.71	68.85	72.7	-5.59%
P25-16-R2	507.40	108.78	186.4	-71.36%
P25-25-R1	656.34	69.36	91	-31.20%
P25-25-R2	675.32	162.81	218	-33.90%

Quadro 11. Resultados das forças de restrição máximas P. Quadrados

Pilar	Tempo Crítico [min]		Diferença relativa [%]
	Experimental	Numérico	
P16-10-R1	64.7	70.2	-8.45%
P16-10-R2	76.6	72.3	5.55%
P16-16-R1	87.7	85.2	2.90%
P16-16-R2	86.9	78.2	10.00%
P25-16-R1	136.2	152.5	-11.95%
P25-16-R2	131.7	140.2	-6.47%
P25-25-R1	143.5	125.2	12.77%
P25-25-R2	118.0	113	4.25%

Quadro 12. Resultados dos tempos críticos P. Quadrados

Pilar	Deslocamento Axial [mm]		Diferença relativa [%]
	Experimental	Numérico	
P16-10-R1	1.8	2.0	-9.89%
P16-10-R2	1.7	0.9	47.06%
P16-16-R1	6.2	5.9	4.65%
P16-16-R2	3.3	1.9	42.42%
P25-16-R1	2.6	3.8	-46.15%
P25-16-R2	2.1	2.3	-9.52%
P25-25-R1	4.9	4.7	3.66%
P25-25-R2	3.0	2.2	26.00%

Quadro 13. Resultados dos deslocamentos máximos P. Quadrados

Pilar	P <sub>o</sub> [KN]	Prest_max [KN]		Diferença relativa [%]
		Experimental	Numérico	
PC25-12-Rmin	363	15	43.26	-188.40%
PC25-12-Rmáx	363	37	98	-164.86%
PC25-20-Rmin	624	70	120	-71.43%
PC25-20-Rmáx	624	205	259.3	-26.5%
PC30-12-Rmin	458	25	40	-60.00%
PC30-12-Rmáx	458	89	96.7	-8.65%
PC30-20-Rmin	766	44	129	-193.18%
PC30-20-Rmáx	766	209	221	-5.74%

Quadro 14. Resultados das forças de restrição máximas P. Circulares

Pilar	Tempo Crítico [min]		Diferença relativa
	Experimental	Numérico	[%]
PC25-12-Rmin	110	108.9	1.05%
PC25-12-Rmáx	104	106.2	-2.10%
PC25-20-Rmin	163	129.8	20.37%
PC25-20-Rmáx	147	138.1	6.09%
PC30-12-Rmin	152	143.2	5.80%
PC30-12-Rmáx	198	140.35	29.12%
PC30-20-Rmin	154	149.18	3.13%
PC30-20-Rmáx	185	141.3	23.62%

Quadro 15. Resultados do tempo crítico P. Circulares

Pilar	Deslocamento Axial [mm]		Diferença relativa
	Experimental	Numérico	[%]
PC25-12-Rmin	4.2	2.5	40.57%
PC25-12-Rmáx	0.5	1.4	-180.00%
PC25-20-Rmin	5.9	5.8	2.20%
PC25-20-Rmáx	2.1	3.1	-43.92%
PC30-12-Rmin	3.3	1.8	45.45%
PC30-12-Rmáx	1.0	0.5	50.00%
PC30-20-Rmin	5.0	3.4	32.00%
PC30-20-Rmáx	2.1	1.7	20.56%

Quadro 16. Resultados dos deslocamentos máximos P. Circulares

De forma análoga ao que foi feito para as temperaturas, também para as forças avaliadas durante o ensaio se traçaram gráficos comparativos onde se sobrepõem as curvas experimentais e numéricas. Nas Figuras 41, 42 e 43 apresentam-se, como exemplo, três destes gráficos. Na primeira representa-se a evolução da relação ( $P/P_0$ ) em função do tempo, na segunda a evolução da força exercida pelo pilar na estrutura circundante ( $P$ ) e, por último, a evolução da forças de restrição ( $P - P_0$ ) em função do tempo.

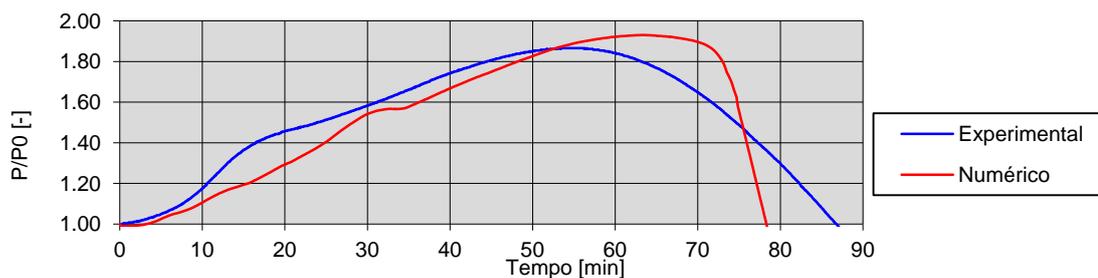


Figura 41. Relação  $P/P_0$  em função do tempo para o modelo P16-16-R2

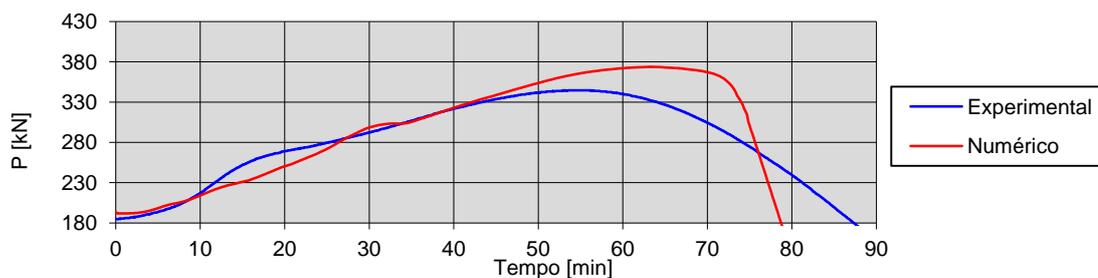
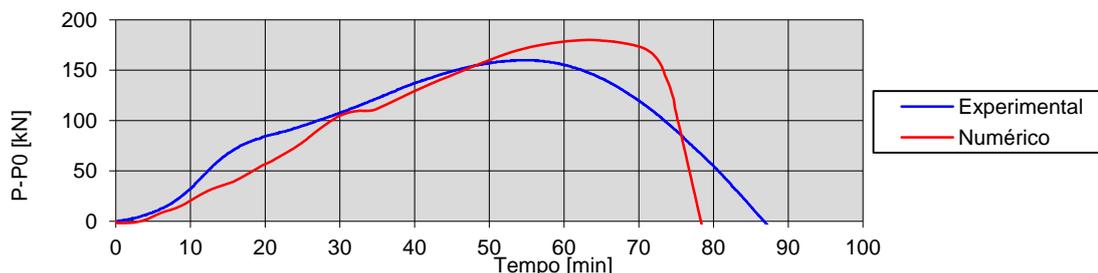


Figura 42. Força exercida pelo pilar em função do tempo para o modelo P16-16-R2

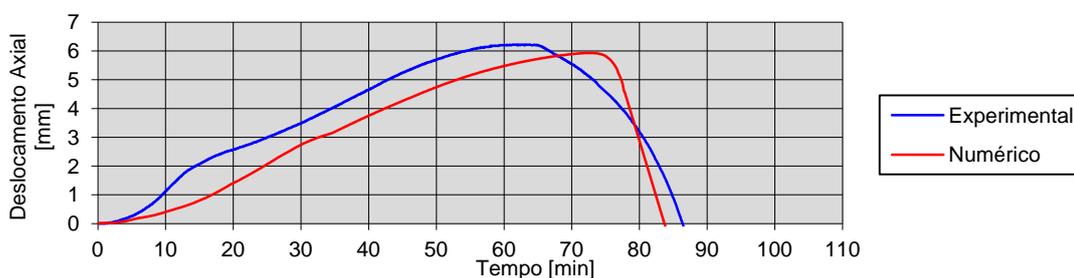


**Figura 43.** Força de restrição exercida pelo pilar na estrutura circundante em função do tempo para o modelo P16-16-R2

Analisando os resultados obtidos pode referir-se que, de um modo geral, os modelos numéricos nem sempre conseguem simular o comportamento experimental observado, conduzindo por vezes a resultados pouco adequados tanto no tempo crítico como nas forças de restrição. No entanto, em alguns modelos conseguiu-se prever adequadamente a resistência. Aspectos como a ocorrência de spalling, fissuração, mudança de fase da água e migração/fluxo de vapor de água, podem justificar o afastamento entre os resultados experimentais e numéricos. Os modelos termo-chemo-hidro-mecânicos visam incorporar estes fenómenos na análise, obtendo-se melhores resultados numéricos.

### 5.6.3 Deformações axiais

Um parâmetro avaliado experimentalmente foram os deslocamentos axiais sofrido pelo pilar durante o ensaio de resistência ao fogo. Sendo um parâmetro importante não é tanto como o das forças de restrição para a determinação do tempo crítico. Este aspeto prende-se com a fiabilidade e eficiência da obtenção dos deslocamentos nos modelos experimentais. Em muitos ensaios esta mensuração não é precisa. Na figura 44 apresenta-se um exemplo de um dos gráficos traçados para comparar os valores dos deslocamentos medidos experimentalmente e obtidos numericamente em função do tempo.



**Figura 44.** Deslocamento axial em função do tempo do modelo P16-16-R1

No **anexo I** apresenta-se a comparação entre os resultados experimentais e os obtidos pela modelação numérica.

## 6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES PARA ESTUDOS FUTUROS

Neste trabalho tentou desenvolver-se uma modelação numérica, em função dos resultados obtidos experimentalmente, que pudesse ser aplicada posteriormente a outros pilares com características diferentes, nomeadamente, tipo de secção, percentagem de armadura, distribuição da mesma na secção e o recobrimento, e que permitisse assim desenvolver métodos simplificados do dimensionamento ao fogo deste tipo de elementos. No entanto, os resultados obtidos com os modelos de comportamento do betão a altas temperaturas previstos na biblioteca do Abaqus, foram inconsistentes e apresentaram muitos problemas no cálculo. Existiu um esforço marcado em resolver iterativamente muitos dos problemas que foram surgindo durante as várias simulações.

Os resultados obtidos são divergentes, em alguns modelos conseguiu-se obter uma boa aproximação ao que se verificou experimentalmente, noutras a modelação numérica não correspondeu ao experimentalmente observado, este ultimo aspeto é particularmente válido para as secções circulares.

Após o desenvolvimento dos modelos numéricos pode referir-se que os resultados obtidos para a análise térmica foram satisfatórios, por outro lado, como já foi mencionado, os resultados da análise mecânica nem sempre foram adequados, no entanto, em alguns modelos a resposta foi apropriada.

O modelo plástico adotado para o material betão, "Concrete Damaged Plasticity", é um modelo que não contempla a fissuração, o fluxo de vapor, a mudança de fase da água, nem a ocorrência de spalling do betão. Estes fatores podem justificar a discrepância entre os resultados experimentais e os numéricos.

No entanto, pelos resultados obtidos nas simulações pode concluir-se que:

- i) Os pilares com secção transversal de  $160 \times 160 \text{ mm}^2$  o aumento da taxa de armadura conduz a um aumento do tempo crítico para ambas as restrições;
- ii) Para os pilares com secção transversal de  $250 \times 250 \text{ mm}^2$  o aumento da taxa de armadura leva a uma diminuição do tempo crítico para ambas as restrições. Esta verificação contraria os resultados experimentais. No entanto, segundo Dotreppe et al, [31] armaduras de grande diâmetro (25mm) conduziram a resistência ao fogo significativamente menores que as esperadas (não acontecendo o mesmo com armaduras de 12 e 16mm);

- iii) Para os pilares de secção transversal circular o aumento da taxa de armadura conduz a um aumento do tempo crítico para ambas as restrições;
- iv) Observa-se uma tendência geral de diminuição do tempo crítico dos pilares com o aumento da rigidez relativa entre a estrutura de restrição e o pilar;
- v) Constatou-se que o aumento da rigidez conduziu a um aumento das forças de restrição e a uma diminuição dos deslocamentos em todos os modelos.

A modelação numérica é um grande desafio futuro, o desenvolvimento de modelos para o betão que incorporem a fissuração, microfissuração, spalling, a mudança de fase da água, o fluxo de vapor entre outros, são essenciais para poder prever adequadamente a resistência. Estes modelos complexos são designados por modelos termo-chemo-hidro-mecânicos.

Por último pode referir-se que os modelos numéricos de elementos finitos desenvolvidos no âmbito desta tese, na sua globalidade, não mostraram a capacidade de simular convenientemente o comportamento ao fogo de pilares de betão armado com dilatação térmicas restringida.

## 7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Khoury, G.A., Mazzucco, G., Salomoni, V. A., Majorana, C.E., “*An approach for modelling concrete spalling in finite strains*”, *Mathematics and Computers in Simulation*, Volume 80, Issue 8, April 2010, pp.1694–1712;
- [2] Ali, F., Nadjai, A., Silcock, G., Abu-Tair, A., “*Outcomes of a major research on fire resistance of concrete columns*”, *Fire Safety Journal*, 39, 2004, pp. 433-445;
- [3] Alberto, M., Rodrigues, J., “*Fire resistance of reinforced concrete columns with elastically restrained thermal elongation*”, *Engineering Structures*, 32, 2010, pp. 3330-3337;
- [4] Terro, M.J., “*Numerical modelling of the behaviour of concrete structures in fire*”, *ACI Structural Journal*, Vol. 95, No. 2, 1998, pp. 183-193;
- [5] Ali, F., Nadjai, A., Choi, S., “*Numerical and experimental investigation of the behavior of high strength concrete columns in fire*”, *Engineering Structures*, Volume 32, Issue 5, May 2010, pp 1236–1243;
- [6] Bratina, S., Cas, B., Saje, M., Planinc, I., “*Numerical modelling of behaviour of reinforced concrete columns in fire and comparison with Eurocode 2*”, *International Journal of Solids and Structures*, Volume 42, Issue 21-22, October 2005, pp. 5715–5733;
- [7] Mindeguia, J., Pimienta, P., Noumowé, A., Kanema, M., “*Temperature, pore pressure and mass variation of concrete subjected to high temperature – Experimental and numerical discussion on spalling risk*”, *Cement and Concrete Research*, Volume 40, Issue 3, March 2010, pp. 477-487;
- [8] Tenchev, R., Purnell, P., “*An application of a damage constitutive model to concrete at high temperature and prediction of spalling*”, *International Journal of Solids and Structures*, Volume 42, Issue 26, December 2005, pp 6550–6565;
- [9] Kodur, V., Dwaikat, M., Raut, N., “*Macroscopic Finite Element model for tracing the fire response of concrete structures under fire conditions*”, *Proceedings of the International Workshop "Fire design of concrete structures - from materials modeling to structural performance"*, 8-9 November, Coimbra, Portugal, pp. 237-249;
- [10] Li, L.-y., Purkiss, J., “*Stress-strain constitutive equations of concrete material at elevated temperatures*”, *Fire Safety Journal*, 40, 2005, pp. 669-686;

- [11] Pesavento, F., Gawin, D., Majorana, C., Schrefler, B., "*Element modelling of concrete subjected to high temperature*", Proceedings of the International Workshop "Fire design of concrete structures: What now? What next?", 2 - 3 December, Milan, Itália, pp. 49-54;
- [12] EN1992. Design of concrete structures, Part 1\_2: General rules\_Structural fire design. 2010.
- [13] Khoury, G. A., "*Effect of fire on concrete and concrete structures*", Progress in Structural Engineering and Materials, Volume 2, Issue 4, October/December 2000, pp. 429-447,
- [14] Castro, A., Tiba, P., Pandolfelli, V., "*Polypropylene fibers and their influence on the behavior of concretes exposed to high temperatures. Review*", Cerâmica 57, 2011, pp. 22-31;
- [15] EN1993. Design of steel structures, Part 1\_2: General rules\_Structural fire design. 2010.
- [16] Fletcher, I., Borg, A., Hitchen N. e Welch, S., (2006), "*Performance of Concrete in Fire: a Review of the State of the Art, with a Case Study of the Windsor Tower fire*", SiF'06 – Proceedings of the 4th International Workshop Structures in Fire, 10-12 Maio, Aveiro, Portugal, pp.779-790.
- [17] Huang, Z., Burgess I. W. e Plank, R. J., (2006), "*Behaviour of Reinforced Concrete Structures in Fire*", SiF'06 – Proceedings of the 4 th International Workshop Structures in Fire, 10-12 Maio, Aveiro, Portugal, pp. 561-572;
- [18] Xiao, J., König, G., "*Study on concrete at high temperature in China—an overview*", Fire Safety Journal 39 , 2004, pp. 89-103;
- [19] Alberto, M., Rodrigues, J., "*Resistência ao Fogo de Pilares de Betão Armado com Dilatação Térmica Restringida*", Tese de obtenção de grau de Mestre;
- [20] Chung, J. H., Consolazio, R., "*Numerical modeling of transport phenomena in reinforced concrete exposed to elevated temperatures*", Cement and Concrete Research, 35 (2005) pp. 597-608
- [21] Gawin, D., Pesavento, F., Schrefler, B. A., "*Modelling of hygro-thermal behaviour of concrete at high temperature with thermo-chemical and mechanical material degradation*", Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. 192 (2003) 1731-1771;
- [22] Dwaikat, M.B. ,Kodur, V.K.R., "*Hydrothermal model for predicting fire-induced spalling in concrete structural systems*", Fire Safety Journal 44 (2009), pp. 425-434;
- [23] Kodur, V.K.R., Wang, T.C., Cheng, F.P., "*Predicting the fire resistance behaviour of high strength concrete columns*", Cement & Concrete Composites, 26, 2004, pp. 141-153;
- [24] Fletcher, I.A., Welch, S., Torero, J.L., Carvel, R.O., Usmani, A., "*The behaviour of concrete structures in fire*", Thermal Science, Vol. 11, No. 2, 2007, pp. 37-52;

- [25] Phan, L. T., Carino, N. J., “*Effects of test conditions and mixture proportions on behavior of high-strength concrete exposed to high temperatures*”, ACI Mater. J. 99, 1, 2002, pp. 54-56.
- [26] Franssen, J.-M., Dotreppe, J.-C., “*Fire tests and calculation methods for circular concrete columns*”, Fire Technology, 39, 2003, pp. 89-97;
- [27] Kalifa, P., Chéné, G., Gallé, C., “*High-temperature behavior of HPC with polypropylene fibers: from spalling to microstructure*”, Cement Concrete Res. 31, 10 (2001), pp. 1487- 1499.
- [28] Espinos, A., Romero, M., L., e Hospitaler, A., “*Advanced model for predicting the fire response of concrete filled tubular columns*”, Journal of Constructional Steel Research 66 (2010), pp. 1030-1046.
- [29] Gonçalves, M. J. C. R. – “*Comportamento ao fogo de elementos estruturais de betão análise numérica e metodologia*”, Tese de Doutoramento, Universidade de Porto, 791 p.
- [30] Gomes, B.M. P. – “*Resistência ao Fogo de Pilares Circulares de Betão Armado com Dilatação Térmica Restringida*”, Tese de Mestrado, Universidade de Coimbra, 326 p.
- [31] Dotreppe, J.C., Franssen, J. M., Bruls, R., Baus, P., Vandeveld, R., Minne, D., Nieuwenburg V. e Lambotte, H., “*Experimental Research on the Determination of the Mains Parameters Affecting the Behaviour of Reinforced Concrete Columns Under Fire Conditions*”, Magazine of Concrete Research, 49, N° 179 (1997), June, pp. 117-127.
- [32] Rodrigues, J. P. C., Laím, L., Correia, A. M., “*Behaviour of fiber reinforced concrete columns in fire*”, Composite Structures 92 (2010), pp. 1263–1268.
- [33] Noumowe, A. “*Mechanical properties and microstructure of high strength concrete containing polypropylene fibers exposed to temperatures up to 200 °C*”, Cement Concrete, Res. 35, 11 (2005), pp. 2192-2198.
- [34] Chan, Y. N., Luo, X., Sun, W., “*Compressive strength and pore structure of high-performance concrete after exposure to high temperature up to 800 °C*”, Cement Concrete Res. 30, 2 (2000), pp. 247-251.
- [35] Hertz, K. D., “*Limits of spalling of fire-exposed concrete*”, Fire Safety J. 38, 2 (2003), pp. 103-116.
- [36] Bahr, O., Schaumann, P., Bollen, B., Bracke, J., “*Young’s modulus and Poisson’s ratio of concrete at high temperatures: Experimental investigations*”, Materials and Design 45 (2013), pp. 421–429.
- [37] Youssef, M.A., Moftah, M., “*General stress–strain relationship for concrete at elevated temperatures*”, Engineering Structures 29 (2007), pp. 2618–2634

- [38] Li, L., Purkiss, J. A., “*Stress–strain constitutive equations of concrete material at elevated temperatures*”, *Fire Safety* 40 (2005), pp. 669–686
- [39] *BSI: Structural Use of Concrete. British Standards Institution. BS 8110.*
- [40] Zha, X., X., “*Three-dimensional non-linear analysis of reinforced concrete members in Fire*”, *Building and Environment* 38 (2003), pp. 297 – 307.
- [41] Bratina, S., Cás, B., Saje, M., Planinc I., “*Numerical modelling of behaviour of reinforced concrete columns in fire and comparison with Eurocode 2*”, *International Journal of Solids and Structures* 42 (2005), pp. 5715–5733.
- [42] EN1991 - Ações em estruturas, Parte 1-2: Ações gerais, Ações em estruturas expostas ao fogo. 2010.
- [43] Lie, T.T, Lin, T.D., “*Fire performance of reinforced concrete columns*”, *ASTM STP 882. Fire Safety: Science and Engineering*. 1985, pp. 176–205
- [44] Theory Manual - Abaqus 6.12, Simulia.
- [45] Phan, M.T., Meftah, F., Rigobert, S., Autuori, P., Lenglet, C., Dal Pont, S. “*A finite element modeling of thermo-hydro-mechanical behavior and numerical simulations of progressing spalling front*”, *Procedia Engineering* 10 , 2011, pp. 3128–3133.
- [46] Dal Pont, S., Meftah, F., Schrefler, B.A., “*Modeling concrete under severe conditions as a multiphase material*”, *Nuclear Engineering and Design* 241, 2011, pp. 562–572.
- [47] Dal Pont, S., Meftah, F., Schrefler, B. A., “*A three-dimensional staggered finite element approach for random parametric modeling of thermo-hygral coupled phenomena in porous media*”, *International Journal for numerical and analytical methods in geomechanics, Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech*, 2012; pp. 574–596;
- [48] Schneider, U., “*Behaviour of Concrete at High Temperatures*”, RILEM - Committee 44-PHT, February, 1983.
- [49] Document Technique Unifié (DTU) “*Méthode de prévision par le calcul du comportement au feu des structures en béton*”. Règles de calcul FB. AFNOR DTU P92-701 décembre 2000.
- [50] Ng, A. B. e Mirza, M. S., (1989), “*Fire Endurance Analysis of Reinforced Concrete Columns*”, *Can. J. Civ. Eng.*, 16, pp.290-299.
- [51] Ozbolt, J., Periskié, G. Reinhardt, H., “*Numerical analysis of spalling of concrete cover at high temperature*”, *Proceedings of the International Workshop "Fire design of concrete structures - from materials modeling to structural performance"*, 8-9 November, Coimbra, Portugal, pp. 237-249;

## **ANEXOS**

## Anexo I - Resultados obtidos no processo de calibração na modelação numérica

### AI.1 Introdução

No presente anexo apresenta-se os resultados obtidos com as simulações numéricas durante o processo de calibração do modelo. Para este fim apresenta-se a comparação entre os resultados das simulações e os resultados dos ensaios experimentais. A apresentação é feita separadamente para cada parâmetro/característica em se considerou mais significativo no comportamento dos pilares ao fogo, nomeadamente a distribuição de temperaturas, forças de restrição e deformações axiais dos pilares. Os resultados são apresentados através de gráficos com a evolução destes parâmetros em função do tempo representando-se conjuntamente e para facilitar a comparação os resultados obtidos experimental e numericamente.

Por motivos de espaço apresenta-se aqui as legendas utilizadas no que se segue. Nos gráficos de evolução de temperatura dos pilares de secção quadrada e circular a legenda é a seguinte:

	Si_T1
	Si_T2
	Si_T3
	Si_T4
	Si_T5
	Temp. Forno
	ISO834
	Si_T1
	Si_T2
	Si_T3
	Si_T4
	Si_T5

Figura AI. 1. Legenda nos pilares quadrados

	Si_T1
	Si_T2
	Si_T3
	Si_T4
	Temp. Forno
	ISO834
	Si_T1_Num
	Si_T2_Num
	Si_T3_Num
	Si_T4_Num

Figura AI. 2. Legenda nos pilares circulares [S2, S3 e S4]

	Si_T1
	Temp. Forno
	ISO834
	Si_T1_Num

Figura AI. 3. Legenda nos pilares circulares [S1 e S5]

Nos gráficos de comparação de forças e deslocamentos usa-se:

	Experimental
	Numérico

Figura AI. 4. Legenda para os gráficos de forças e deslocamentos

## Al.2 Comparação da evolução de temperatura

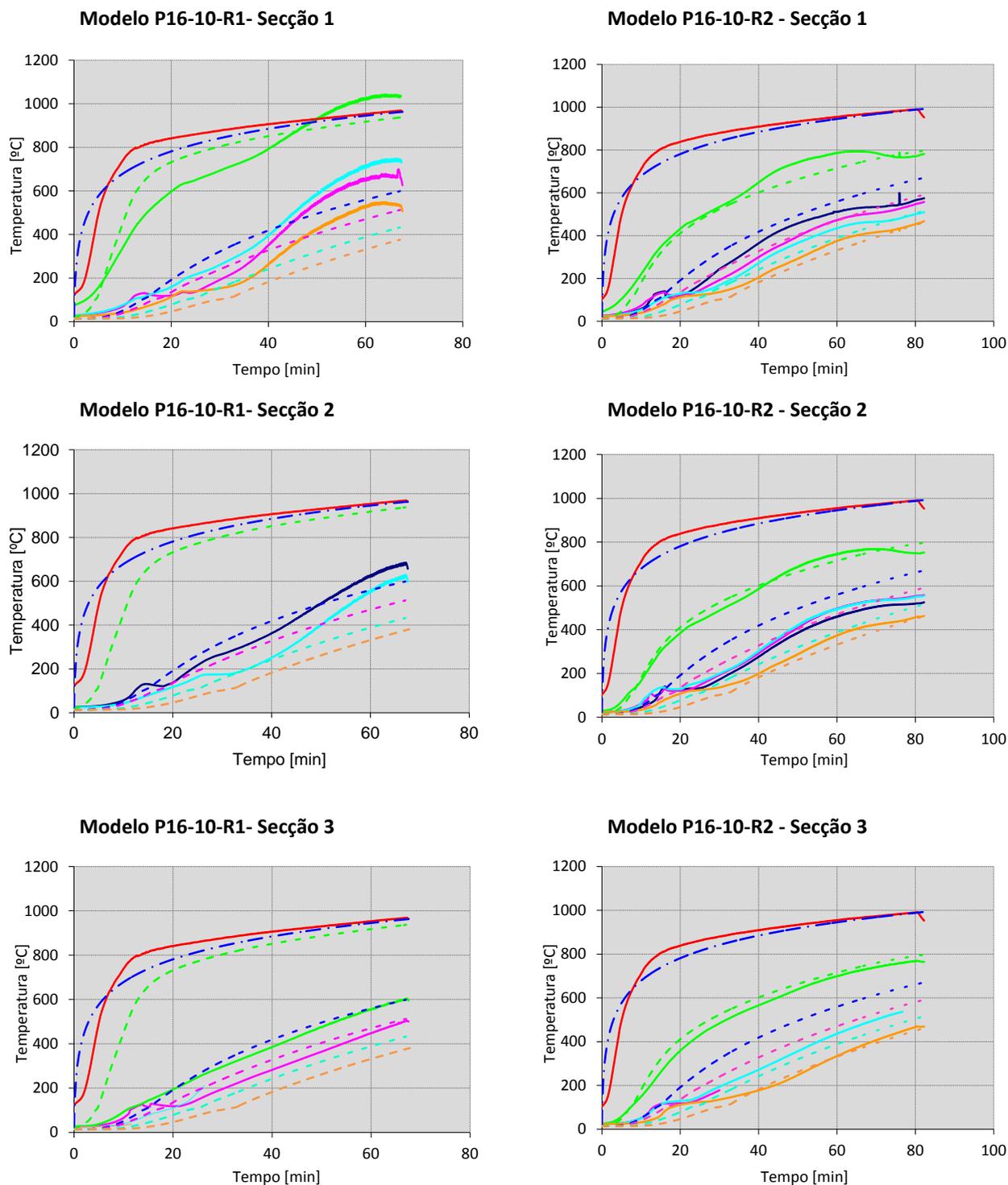


Figura Al. 5. Temperatura em função do tempo nos modelos P16-10-R1 e P16-10-R2

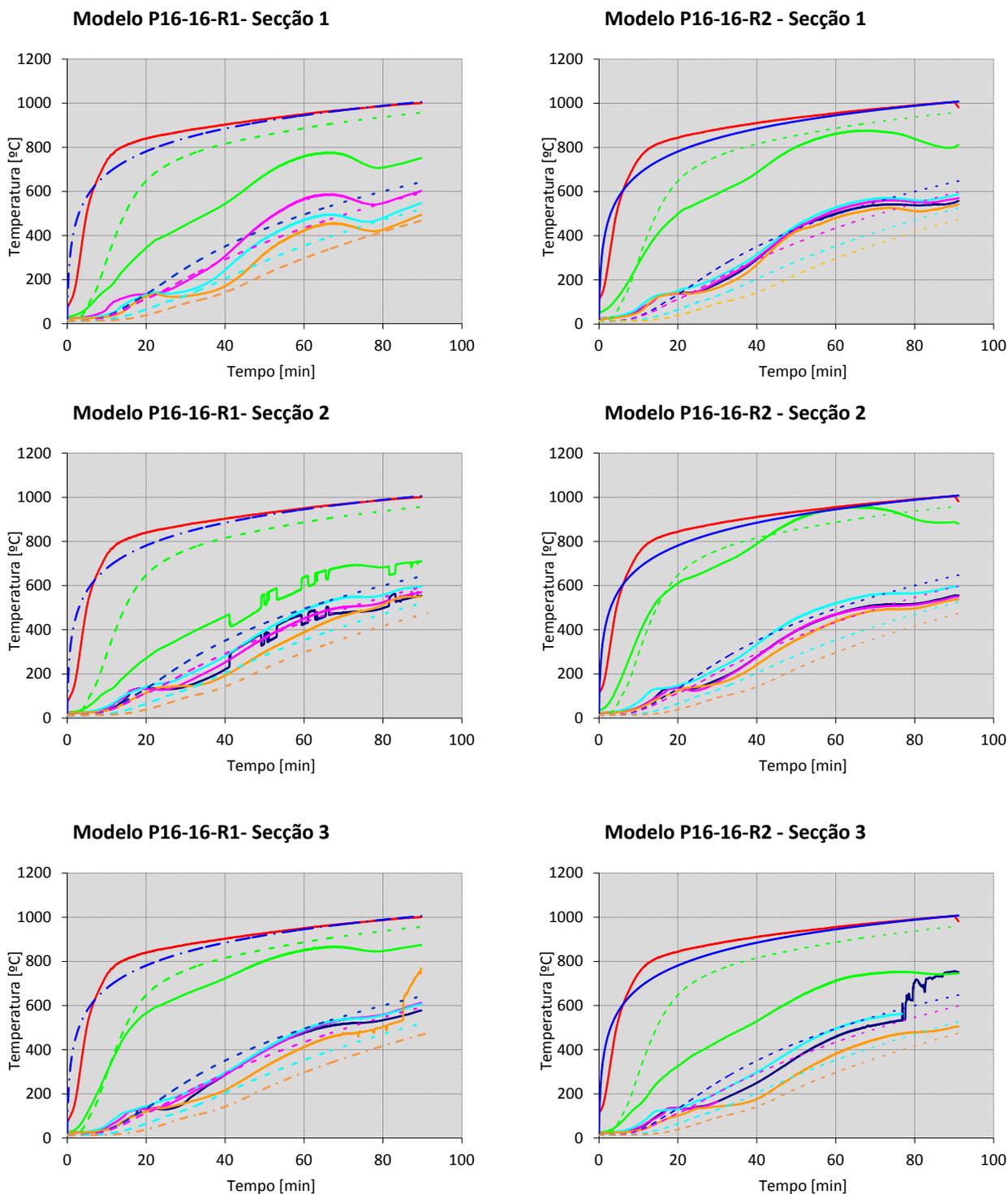


Figura A1. 6. Temperatura em função do tempo nos modelos P16-16-R1 e P16-16-R2

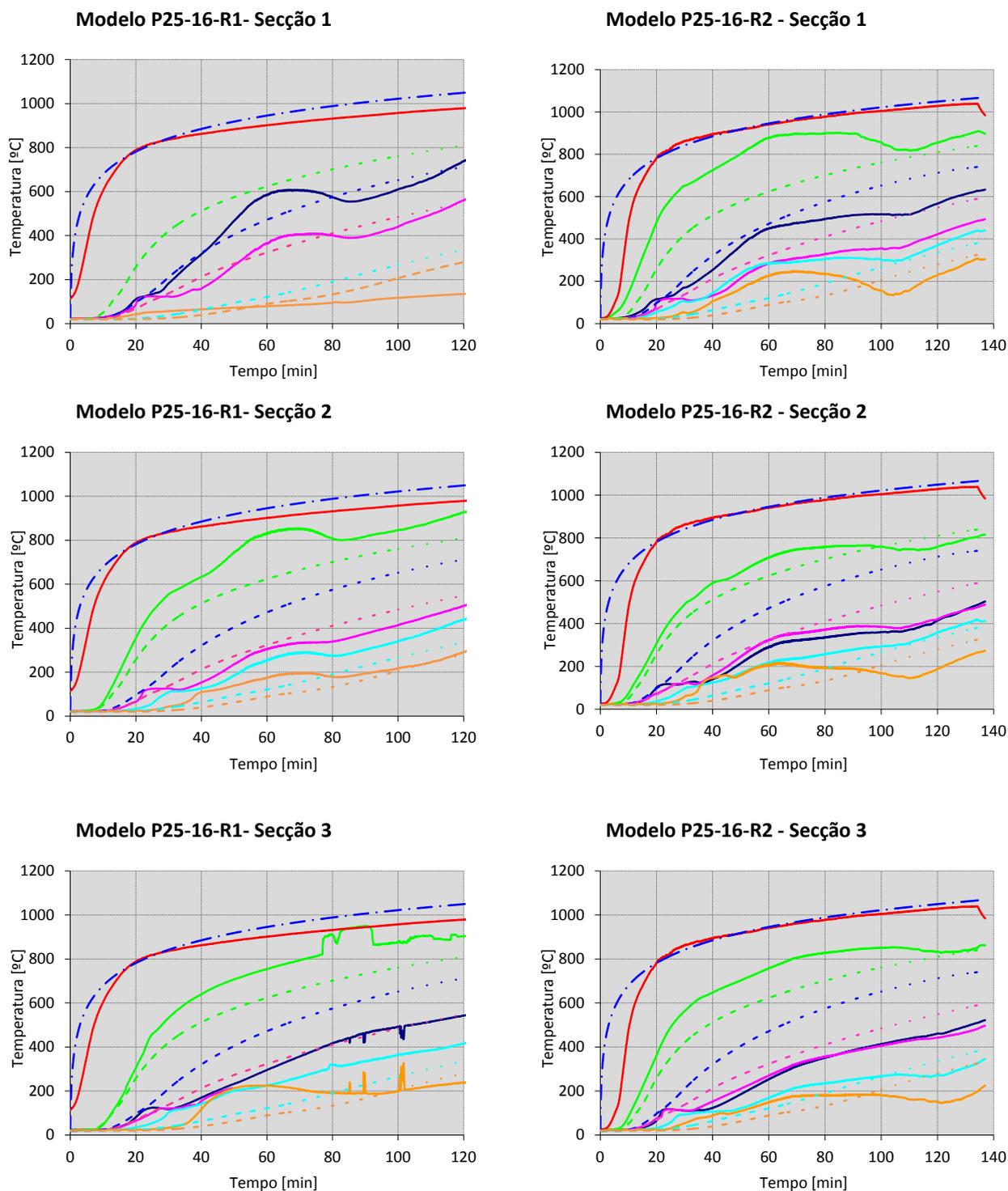


Figura A1. 7. Temperatura em função do tempo nos modelos P25-16-R1 e P25-16-R2

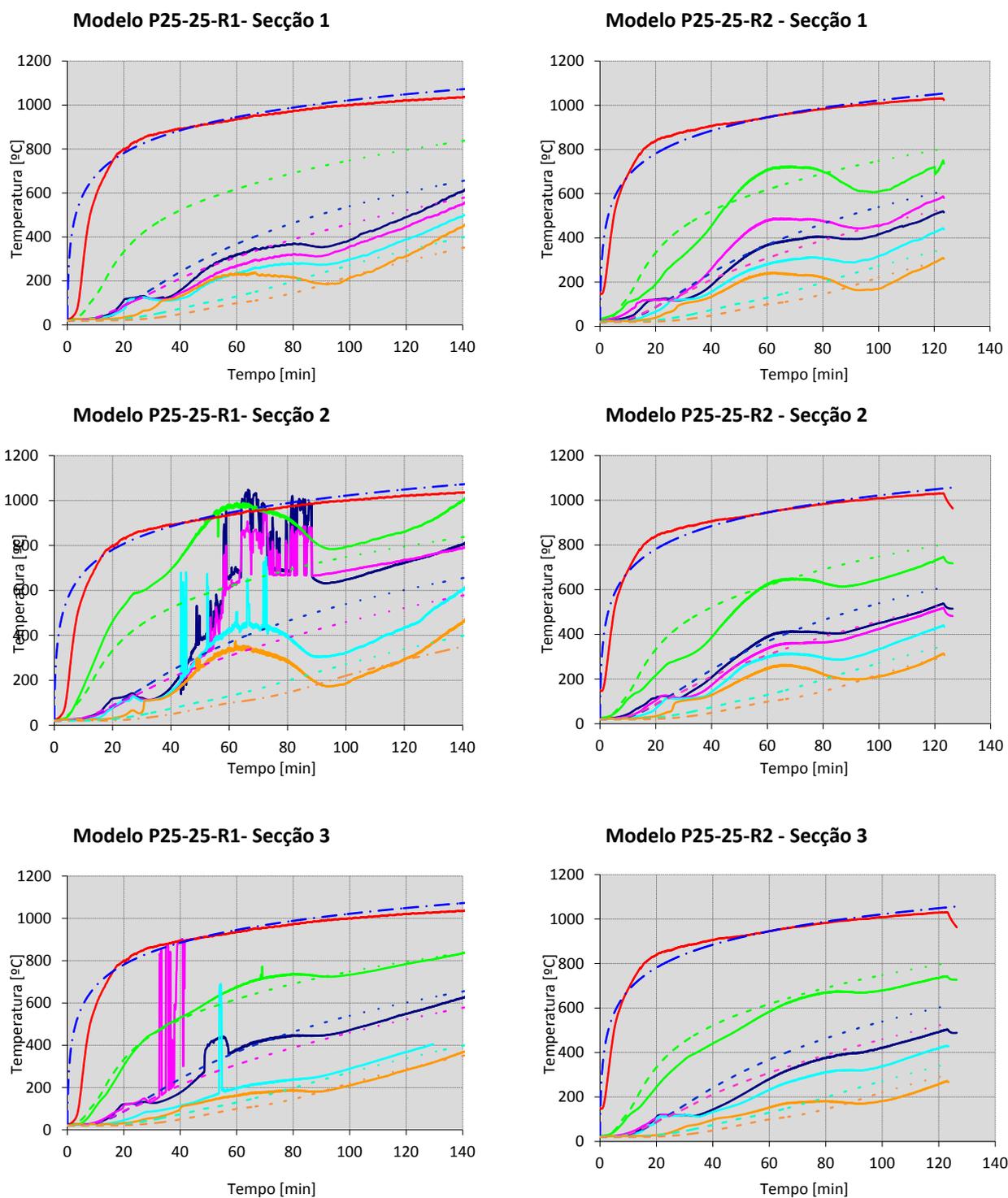


Figura A1. 8. Temperatura em função do tempo nos modelos P25-25-R1 e P25-25-R2

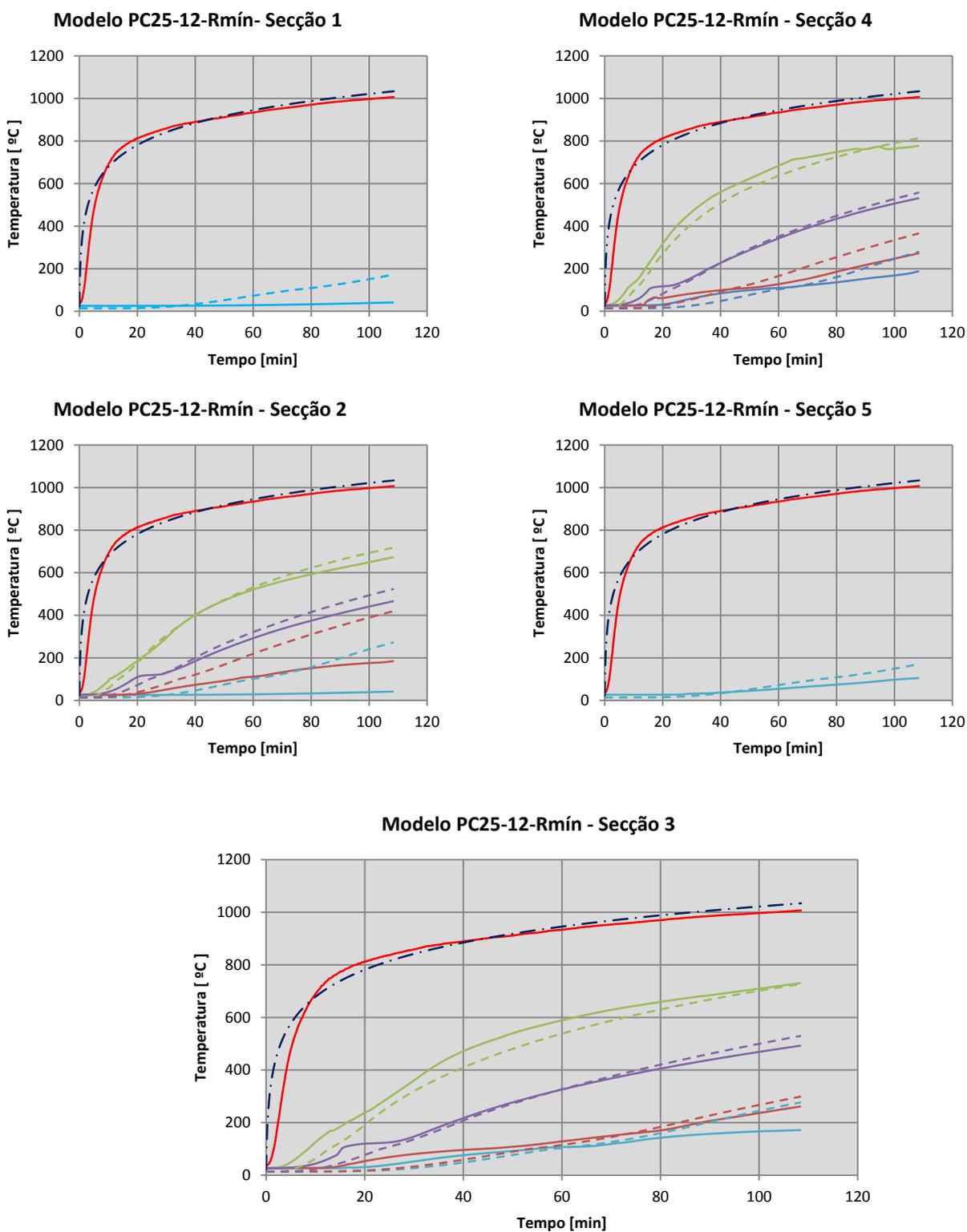


Figura AI. 9. Temperatura em função do tempo do modelo PC25-12-Rmín

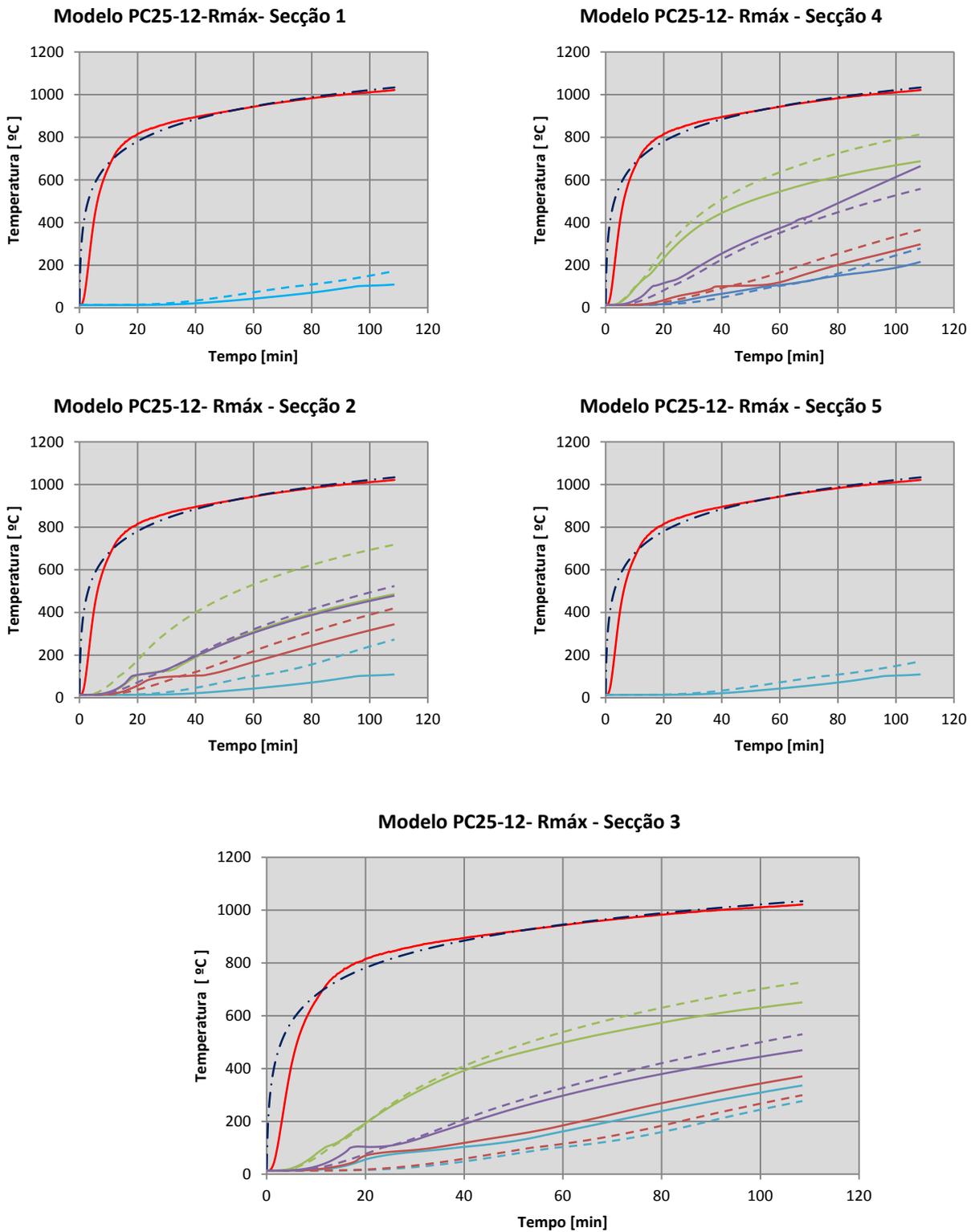


Figura AI. 10. Temperatura em função do tempo do modelo PC25-12-Rmáx

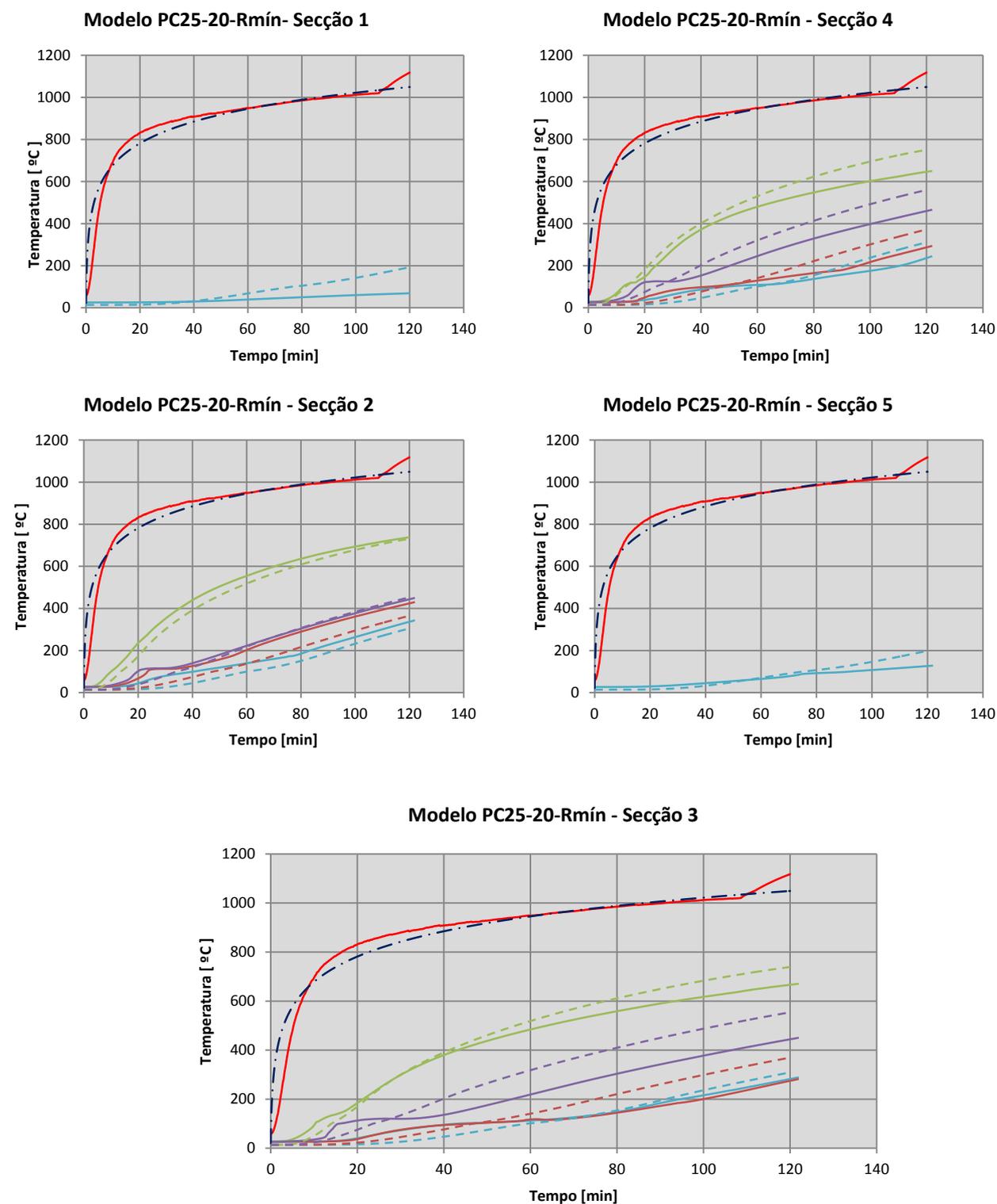


Figura AI. 11. Temperatura em função do tempo do modelo PC25-20-Rmín

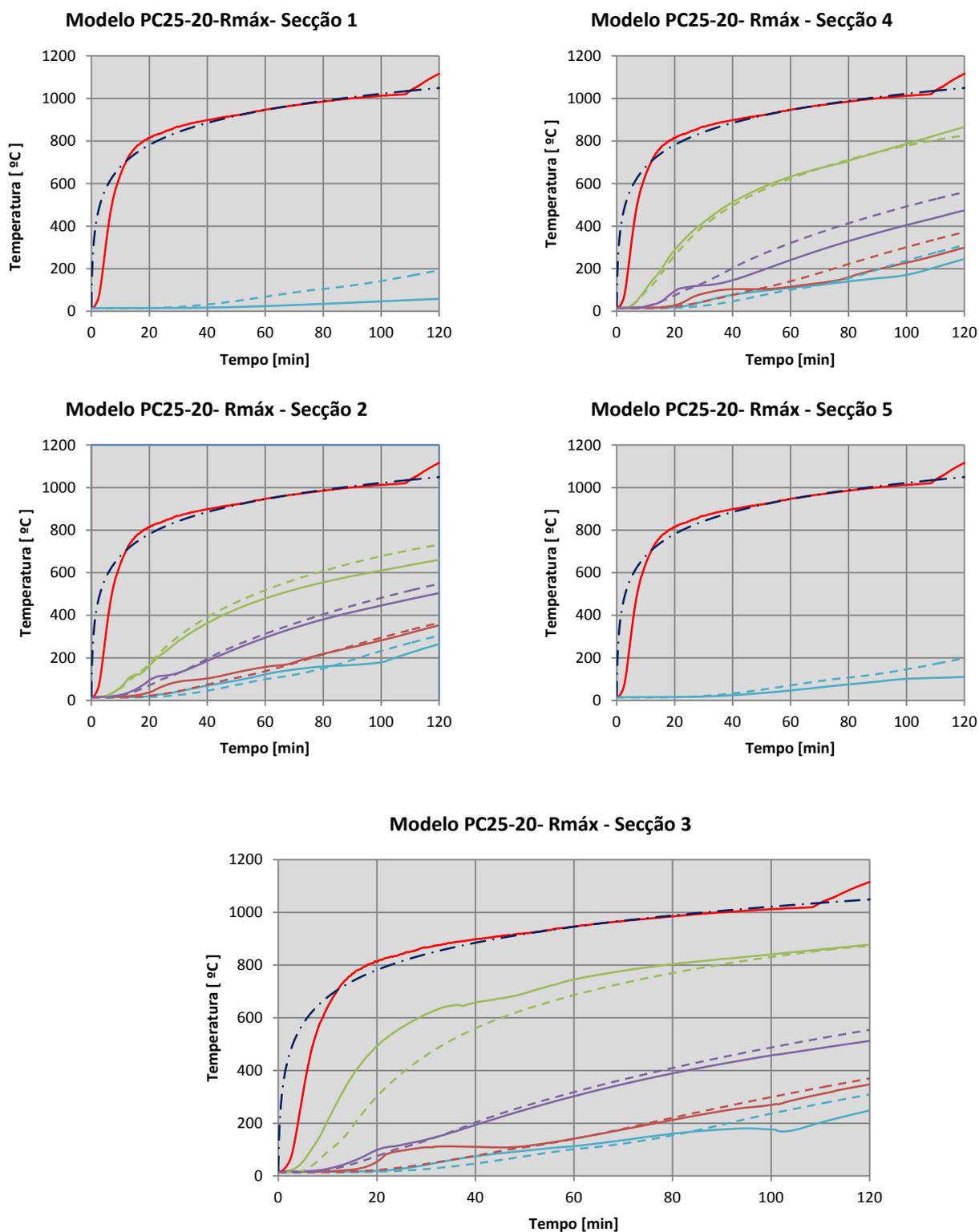


Figura AI. 12. Temperatura em função do tempo do modelo PC25-20-Rmáx

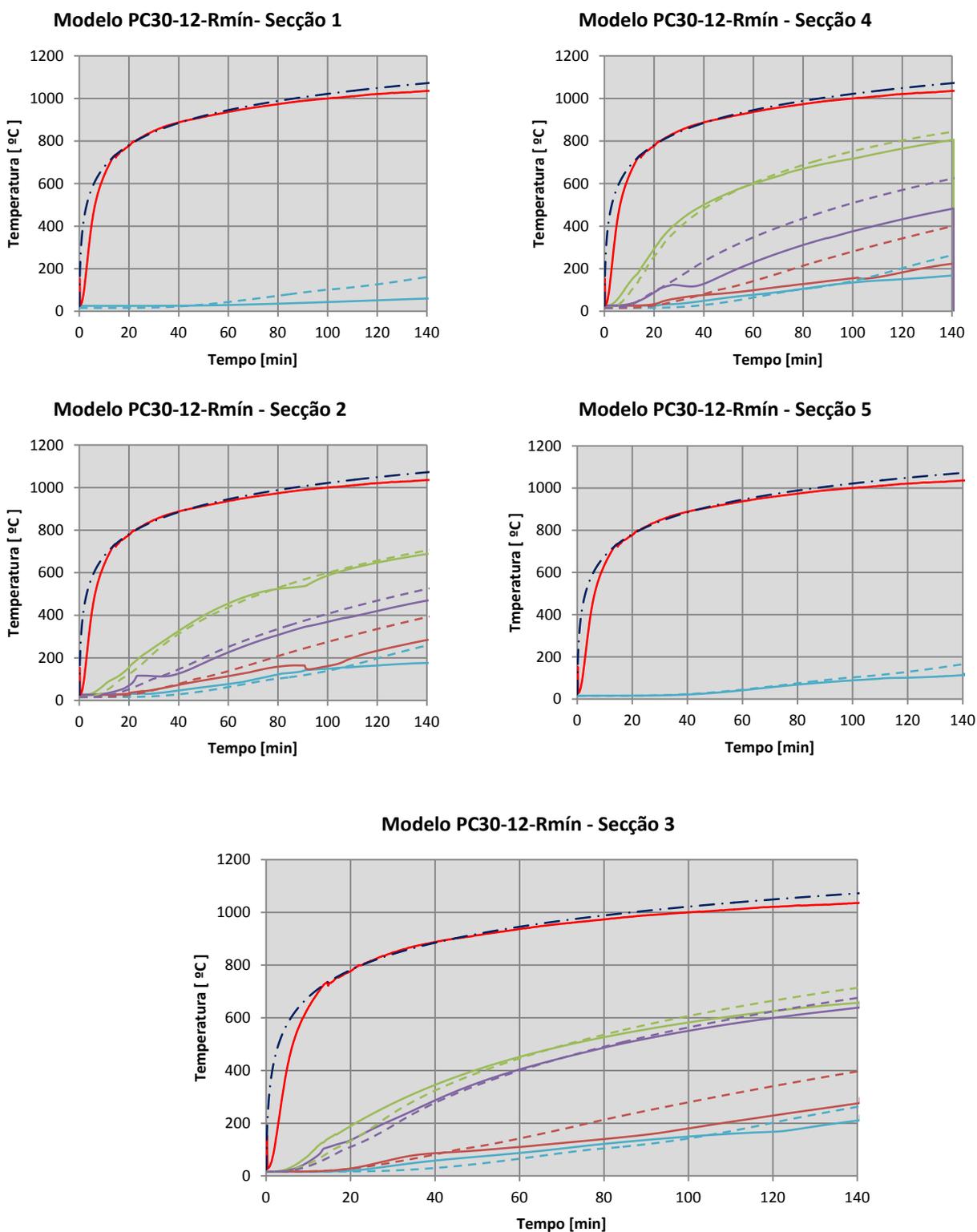


Figura AI. 13. Temperatura em função do tempo do modelo PC30-12-Rmín

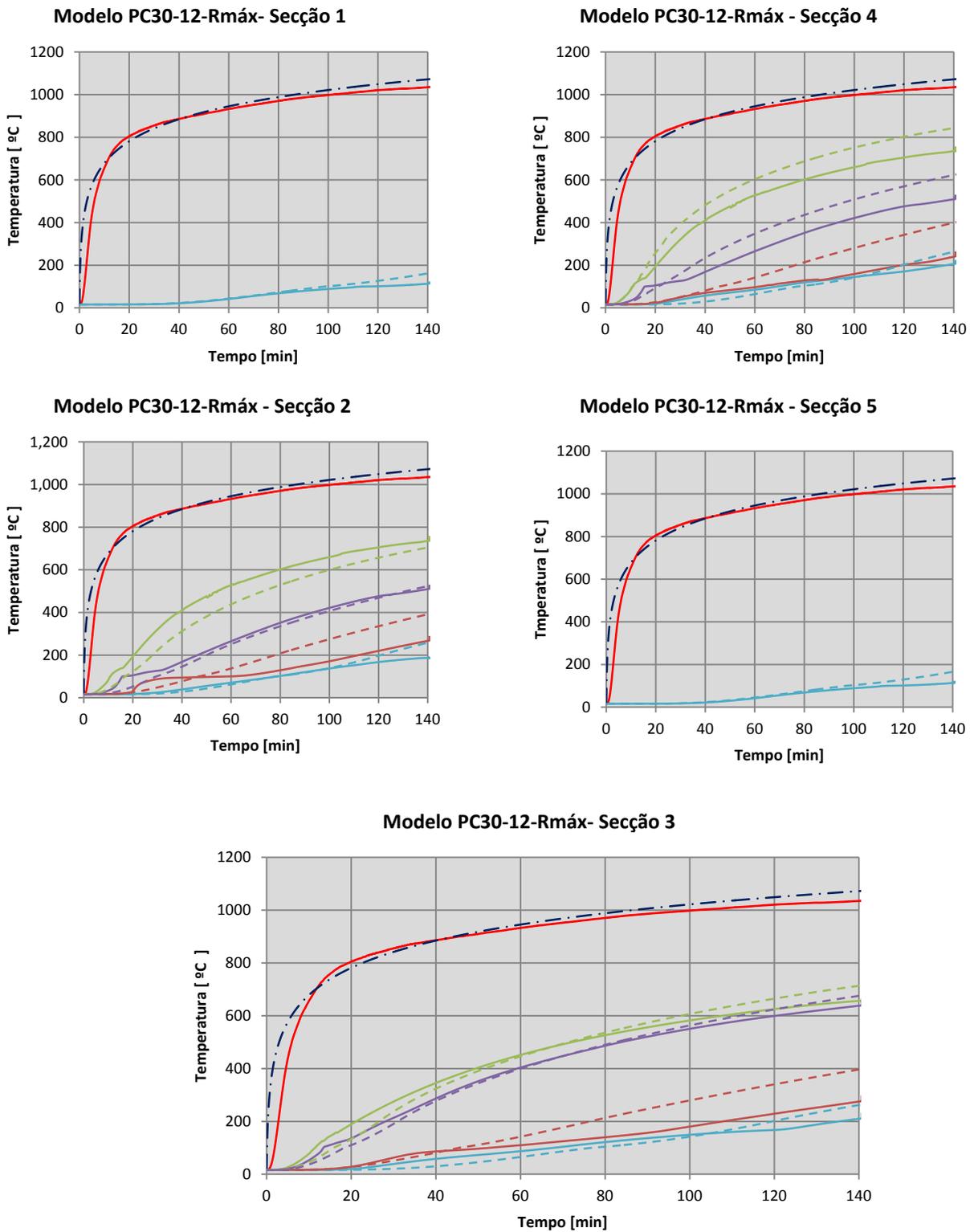


Figura AI. 14. Temperatura em função do tempo do modelo PC30-12-Rmáx

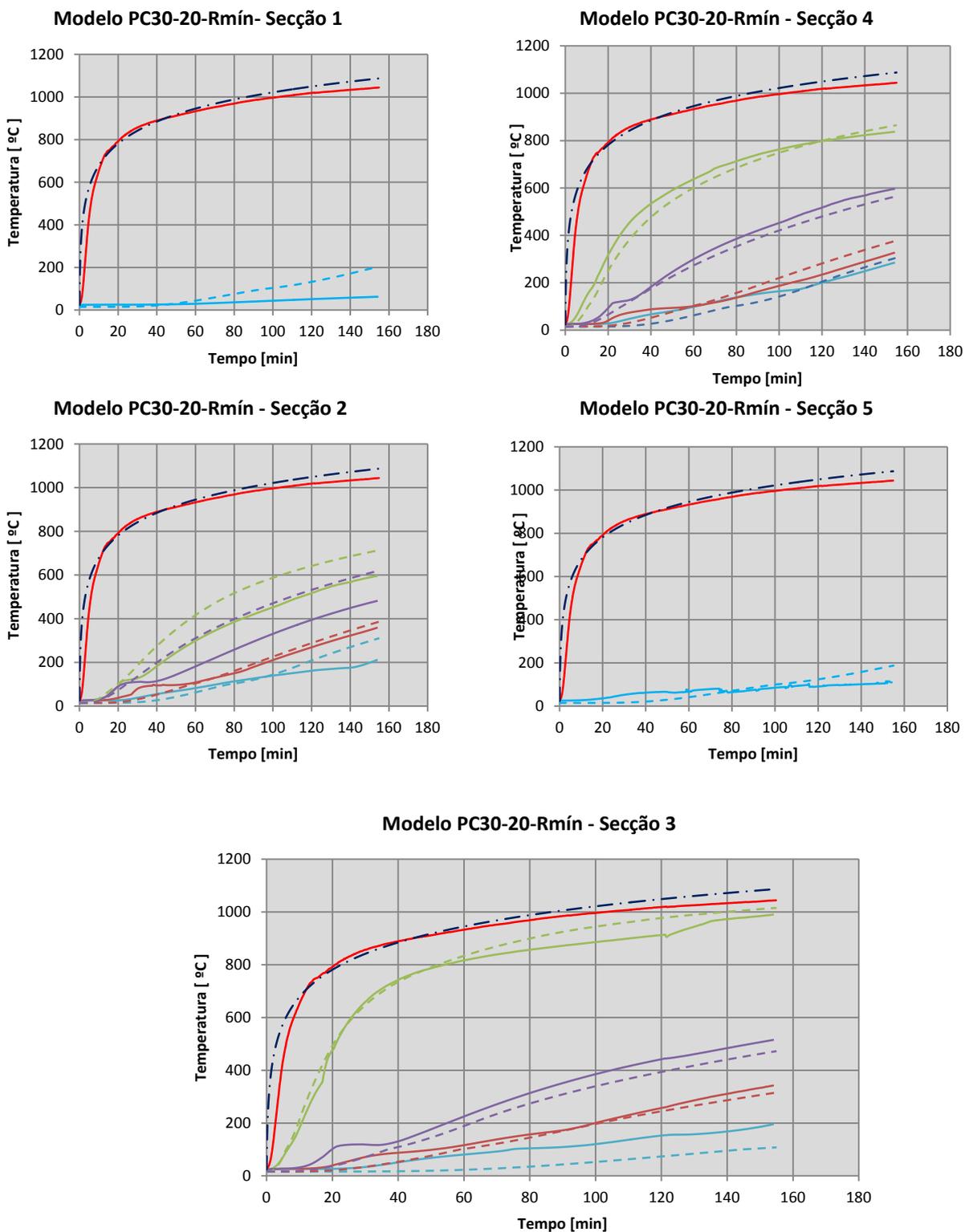


Figura AI. 15. Temperatura em função do tempo do modelo PC30-20-Rmín

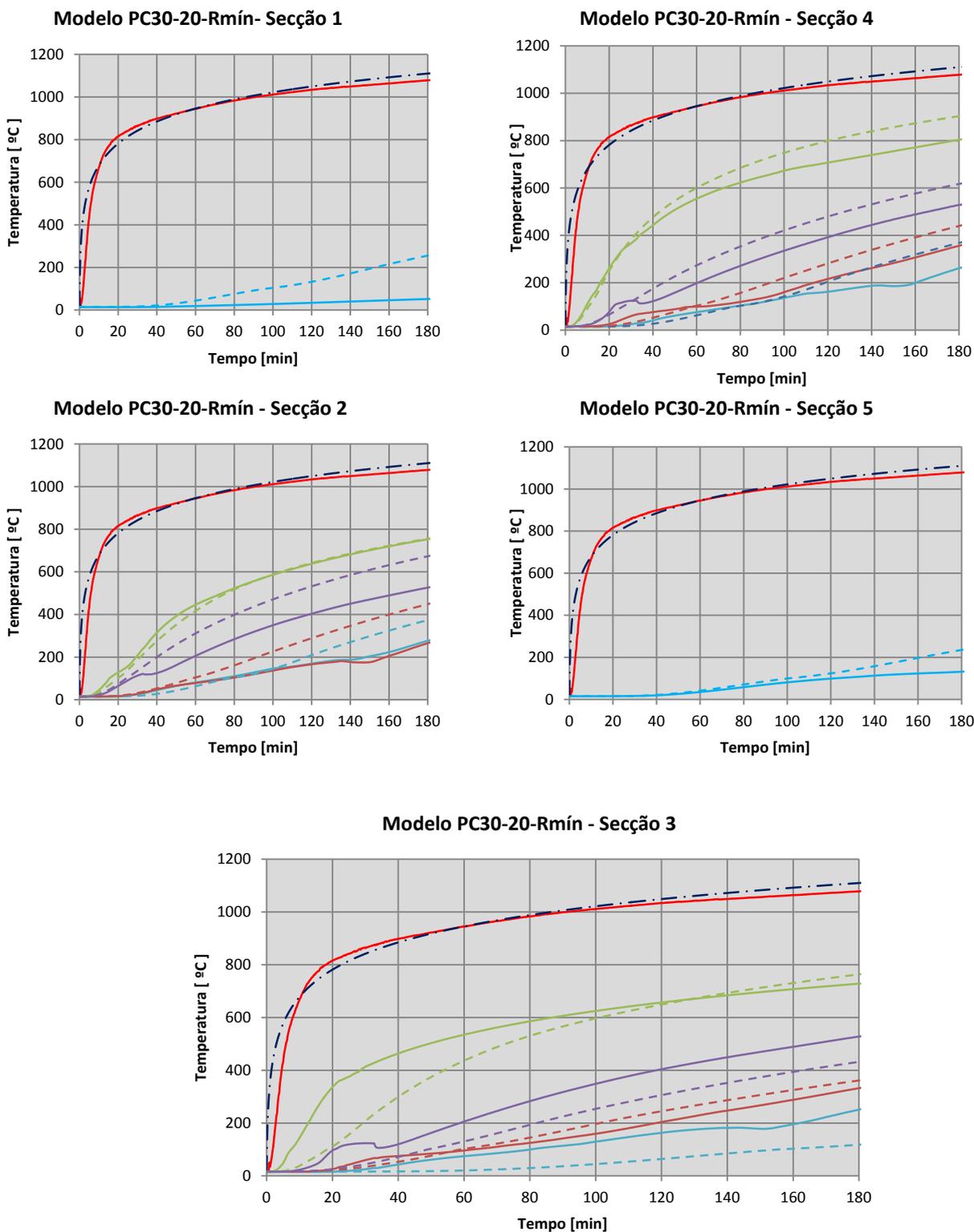


Figura AI. 16. Temperatura em função do tempo do modelo PC30-20-Rmín

### Al.3 Comparação da deformação axial

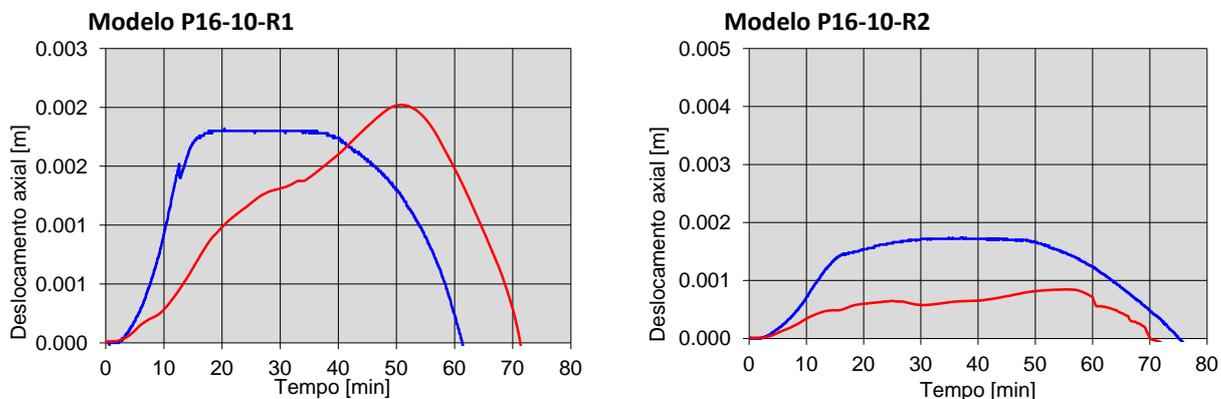


Figura Al. 17. Deslocamento axial em função do tempo do modelo P16-10

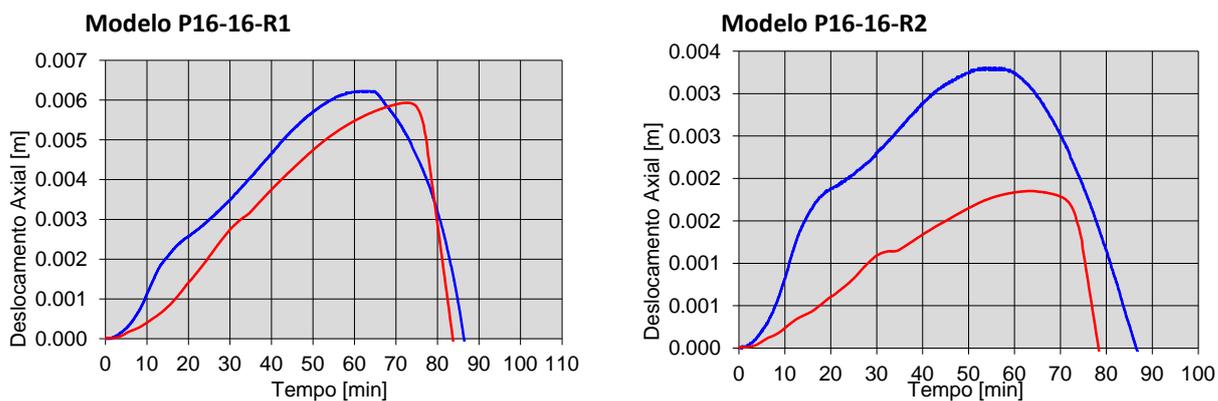


Figura Al. 18. Deslocamento axial em função do tempo do modelo P16-16

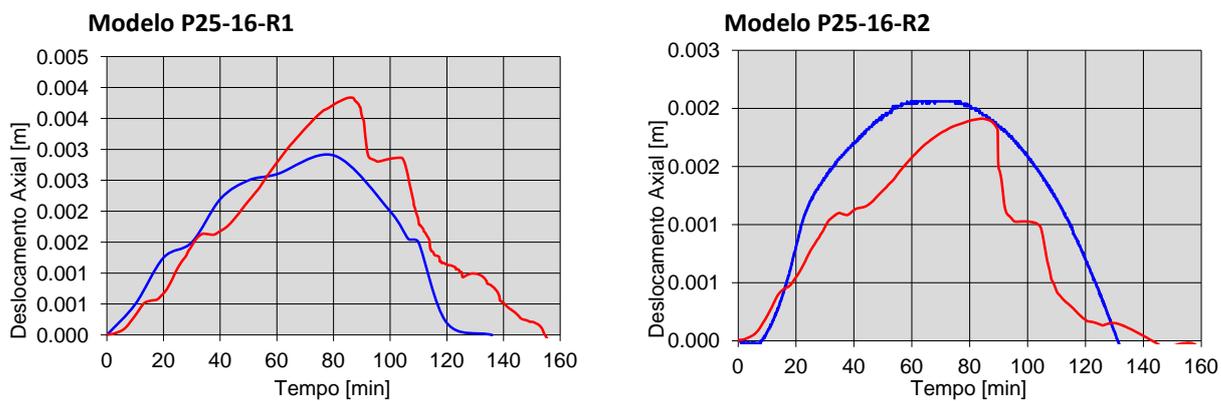


Figura Al. 19. Deslocamento axial em função do tempo do modelo P25-16

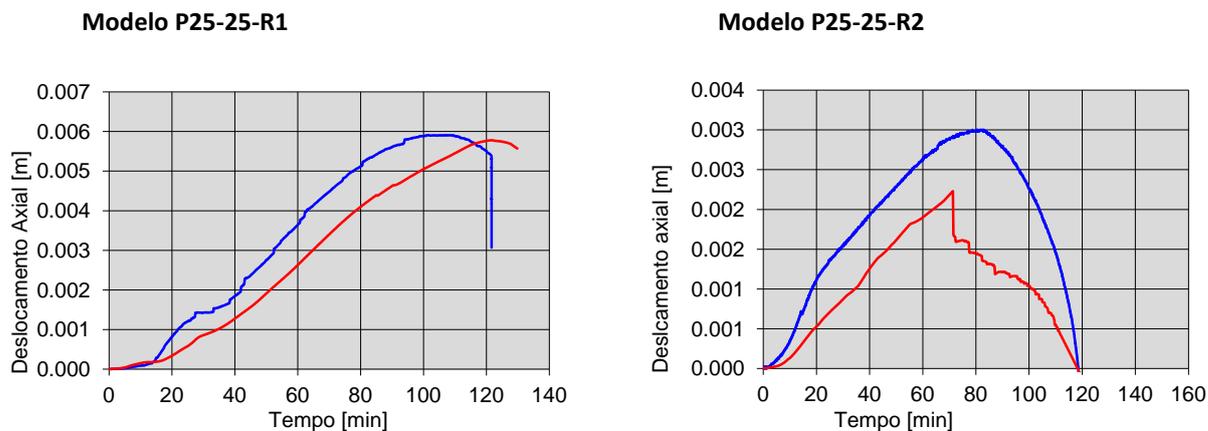


Figura A1. 20. Deslocamento axial em função do tempo do modelo P25-25

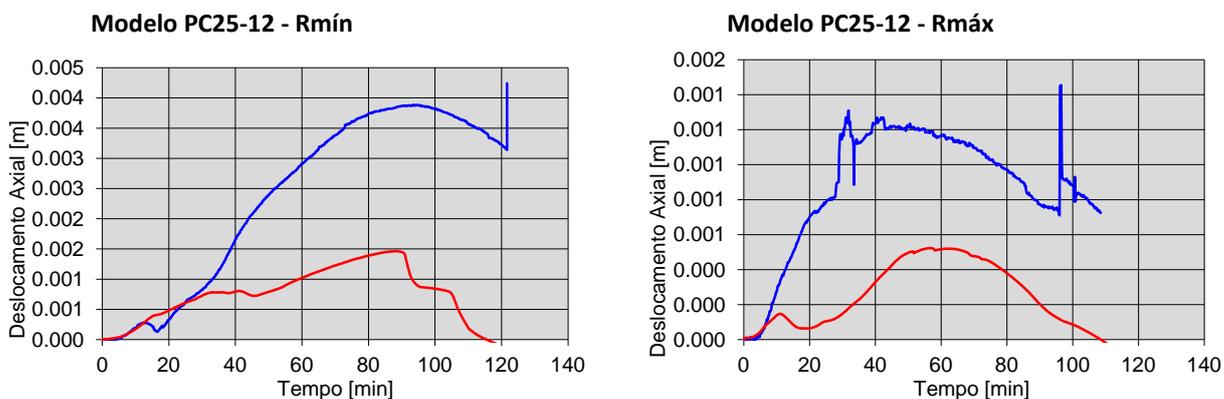


Figura A1. 21. Deslocamento axial em função do tempo do modelo PC25-12

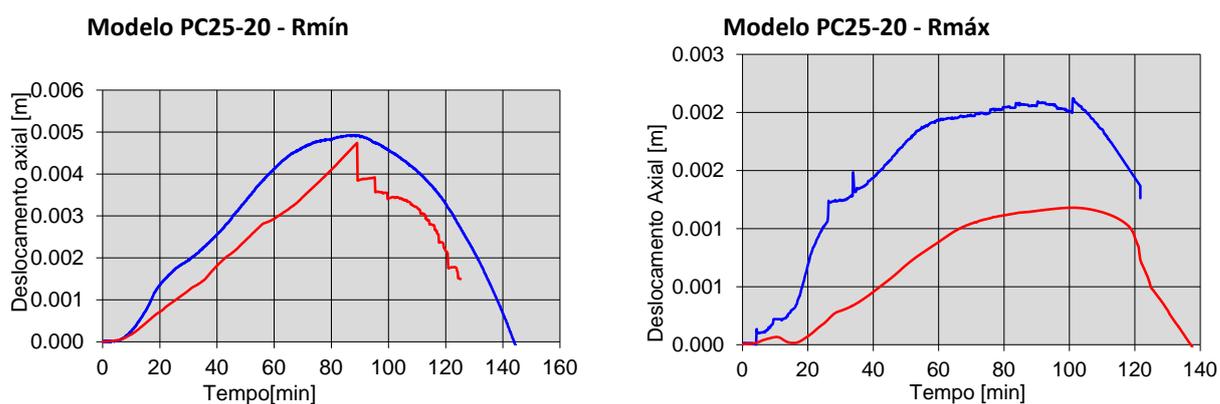


Figura A1. 22. Deslocamento axial em função do tempo do modelo PC25-20

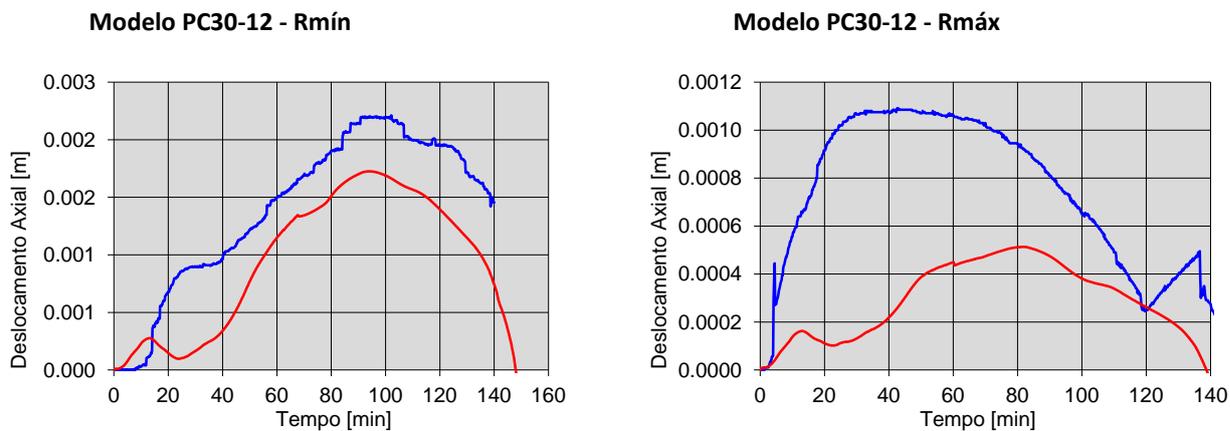


Figura AI. 23. Deslocamento axial em função do tempo do modelo PC30-12

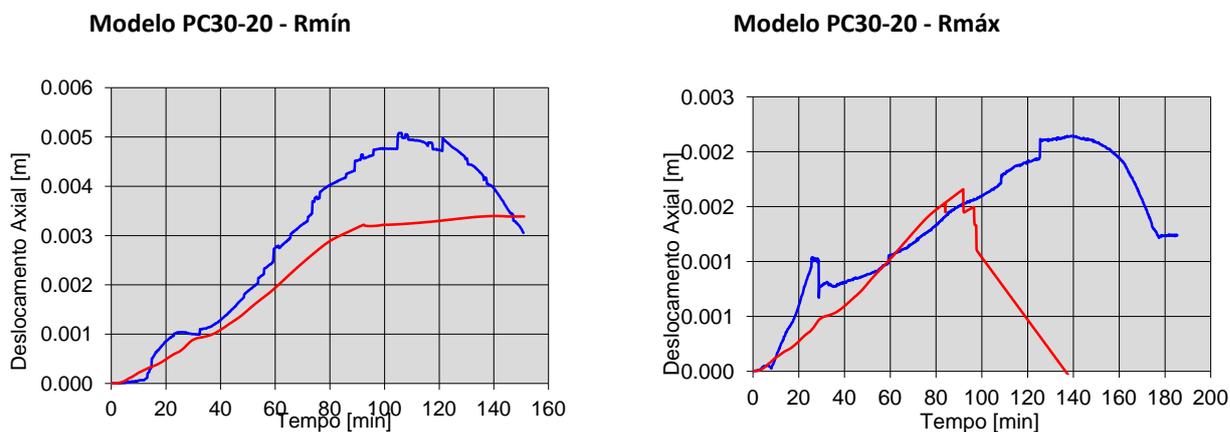


Figura AI. 24. Deslocamento axial em função do tempo do modelo PC30-20

#### AI.4 Comparação P/P<sub>0</sub>

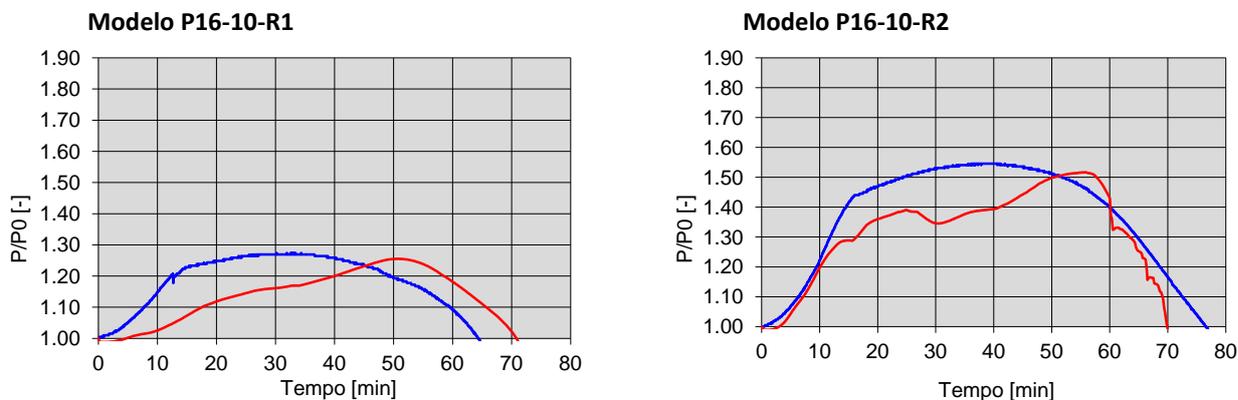


Figura AI. 25. Relação P/P<sub>0</sub> em função do tempo para o modelo P16-10

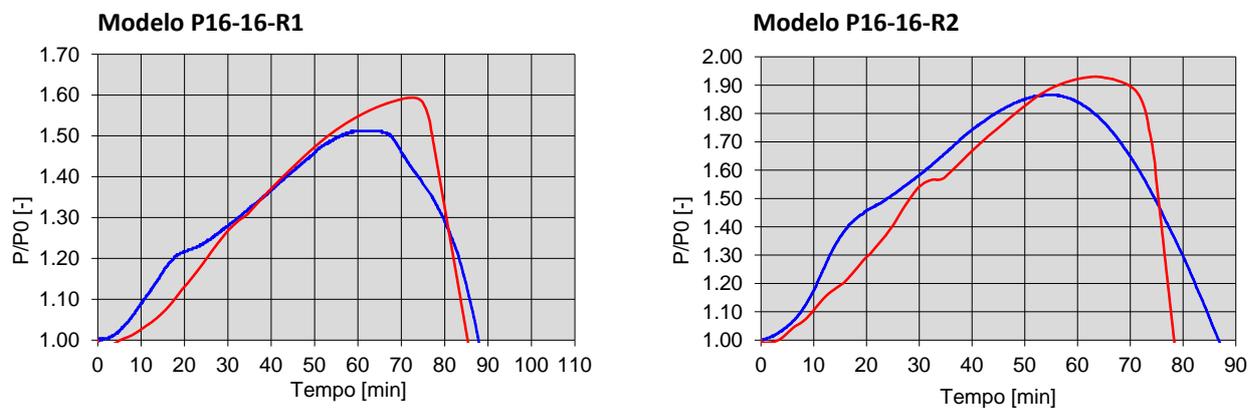


Figura AI. 26. Relação P/P<sub>0</sub> em função do tempo para o modelo P16-16

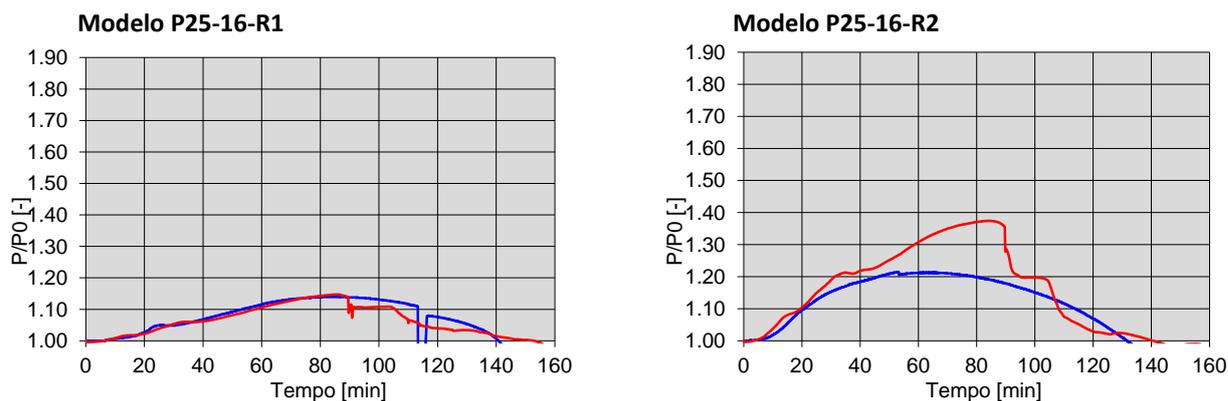


Figura AI. 27. Relação P/P<sub>0</sub> em função do tempo para o modelo P25-16

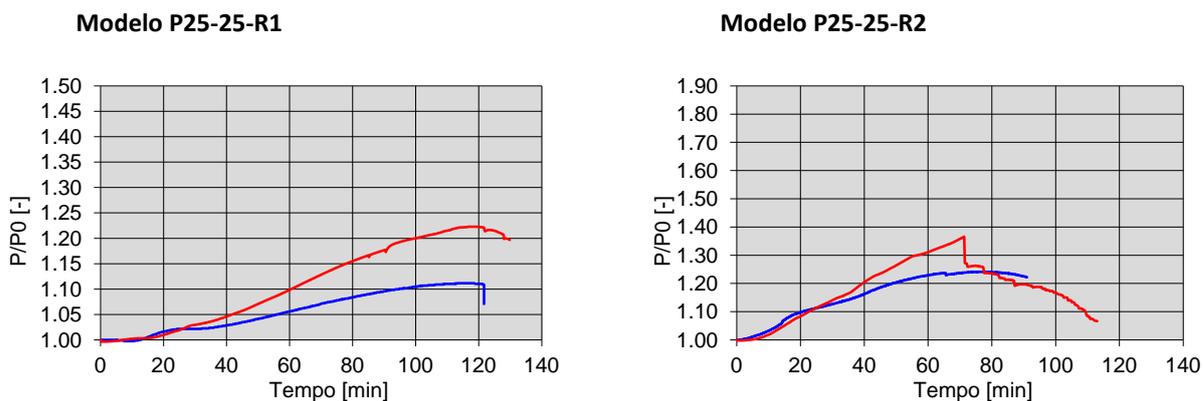


Figura AI. 28. Relação P/P0 em função do tempo para o modelo P25-25

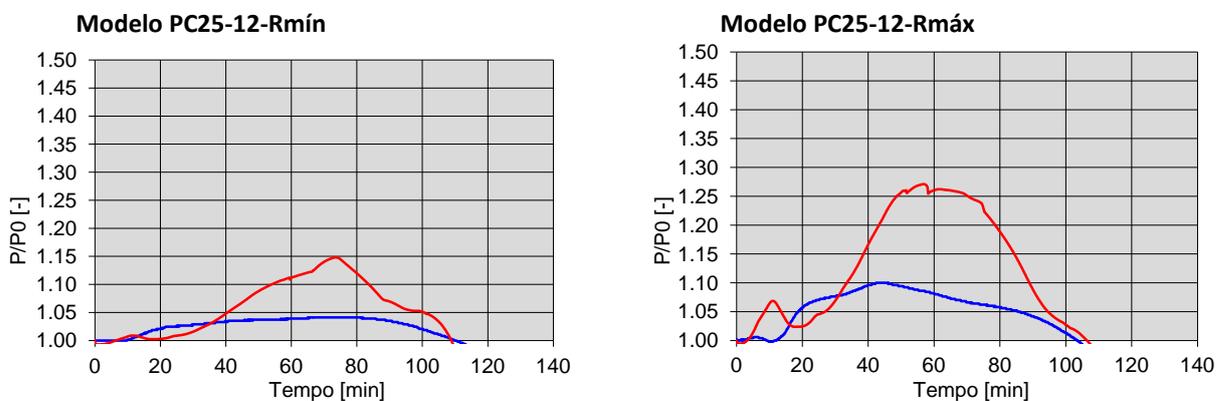


Figura AI. 29. Relação P/P0 em função do tempo para o modelo PC25-12

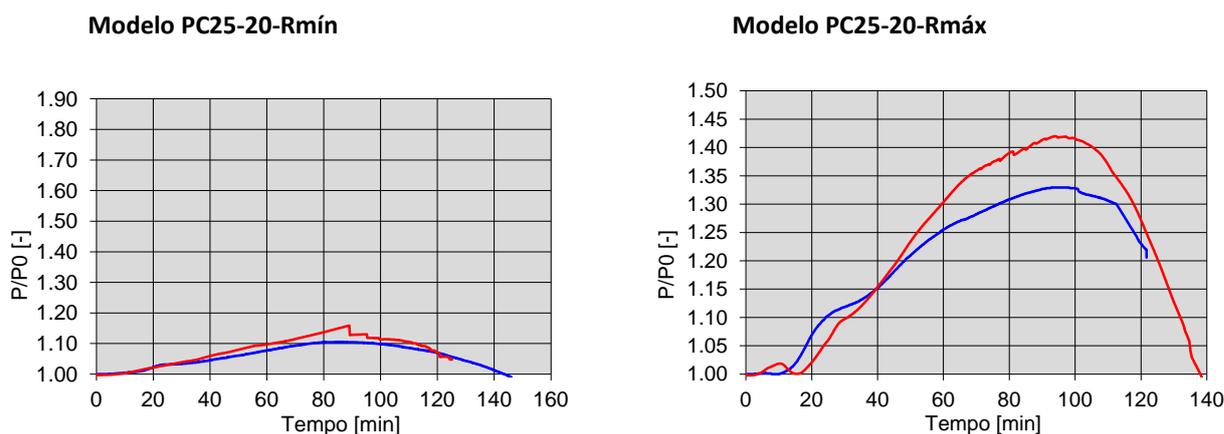


Figura AI. 30. Relação P/P0 em função do tempo para o modelo PC25-20

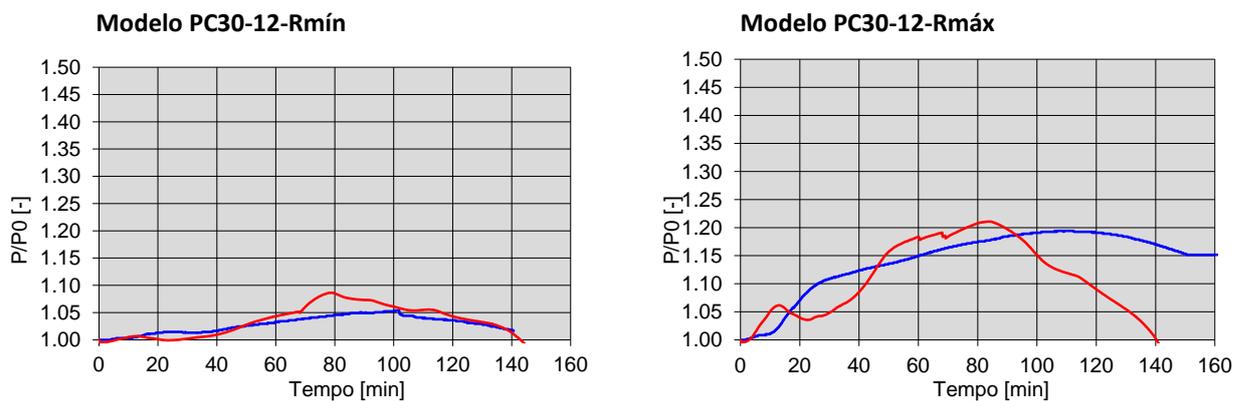


Figura AI. 31. Relação  $P/P_0$  em função do tempo para o modelo PC30-12

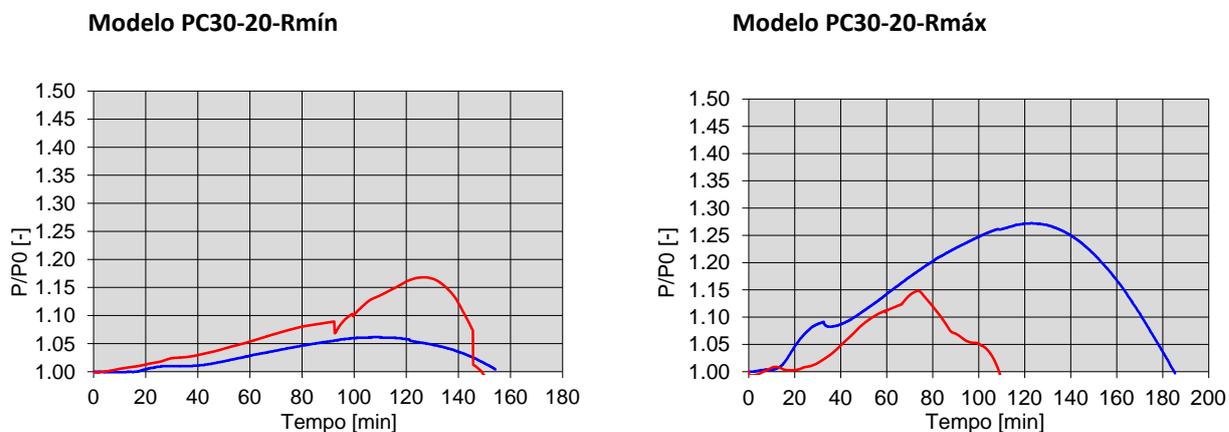


Figura AI. 32. Relação  $P/P_0$  em função do tempo para o modelo PC30-20

### Al.5 Força exercida pelo pilar sobre a estrutura de restrição

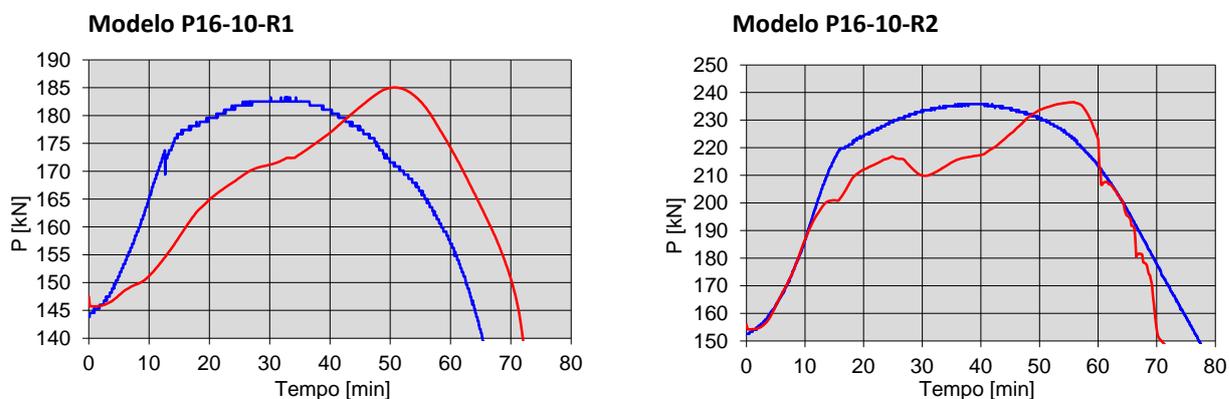


Figura Al. 33. Relação P em função do tempo para o modelo P16-10

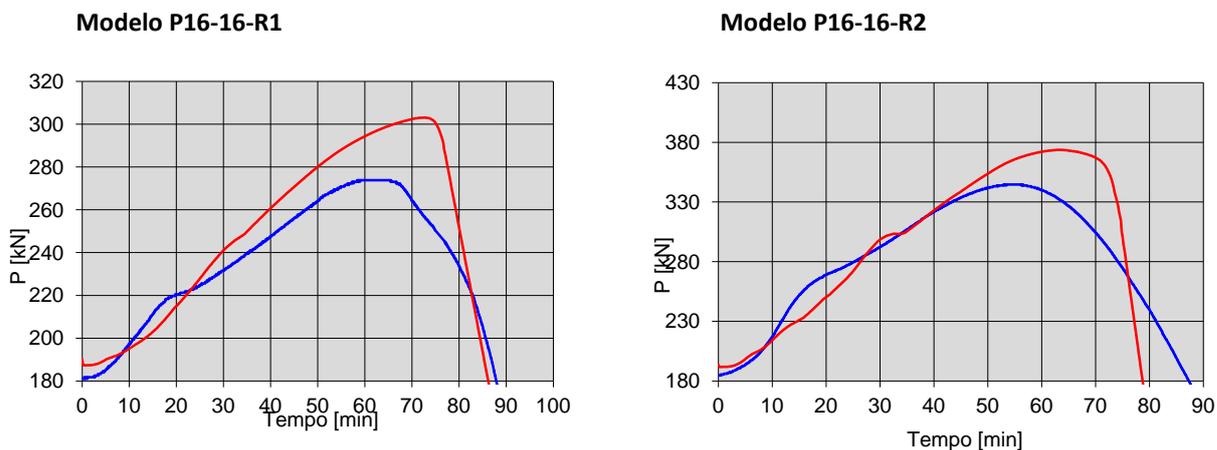


Figura Al. 34. Relação P em função do tempo para o modelo P16-16

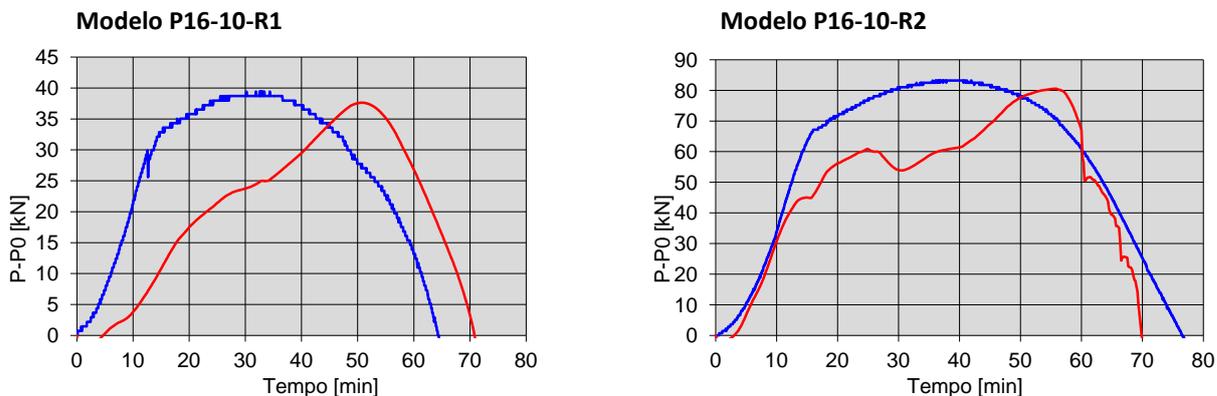


Figura Al. 35. Relação P-Po em função do tempo para o modelo P16-10

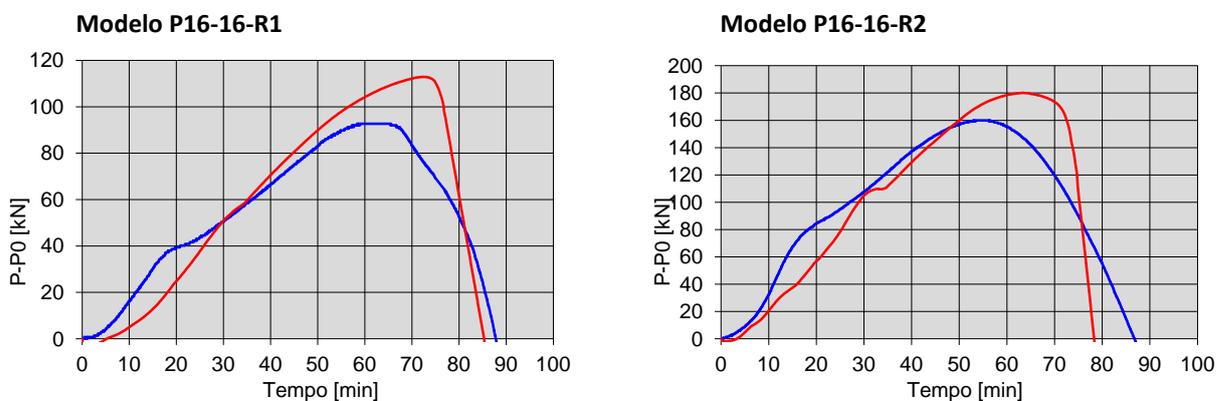


Figura AI. 36. Relação P-Po em função do tempo para o modelo P16-16

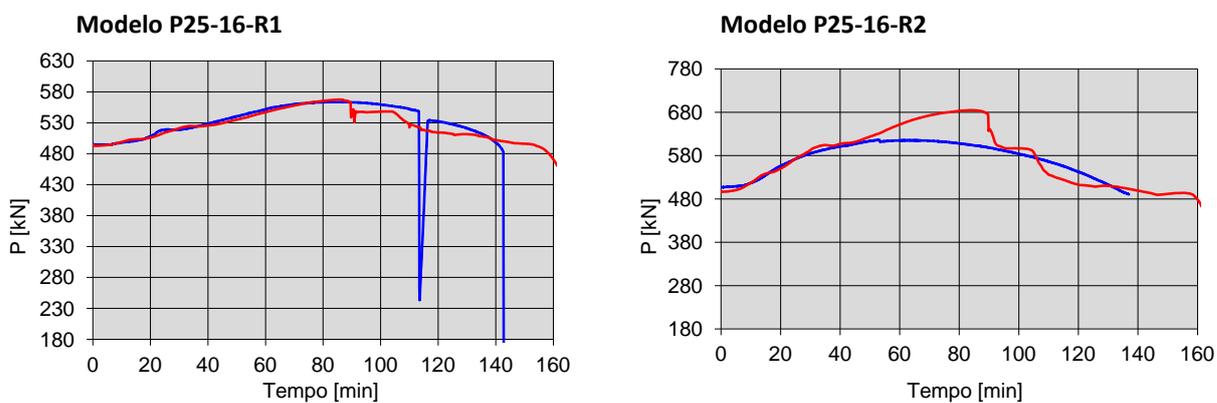


Figura AI. 37. Relação P em função do tempo para o modelo P25-16

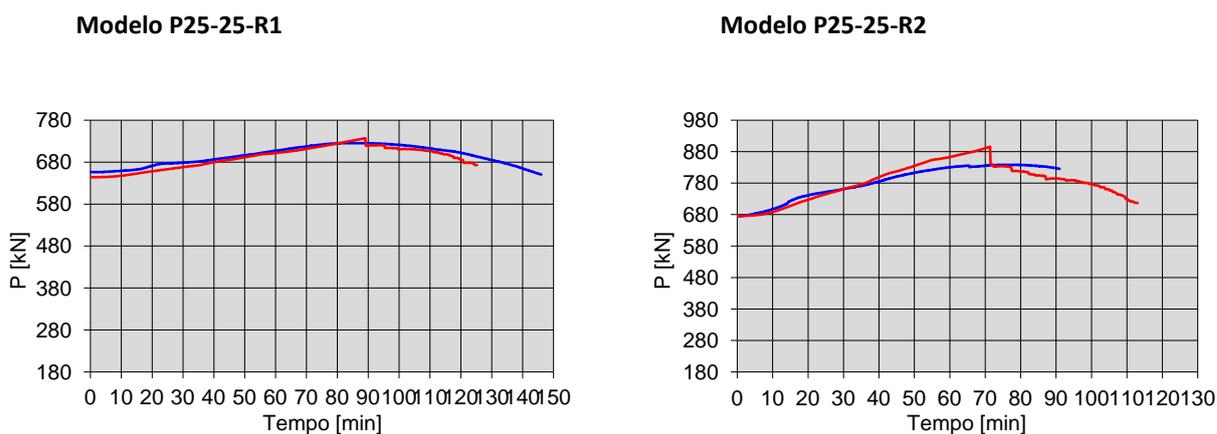


Figura AI. 38. Relação P em função do tempo para o modelo P25-25

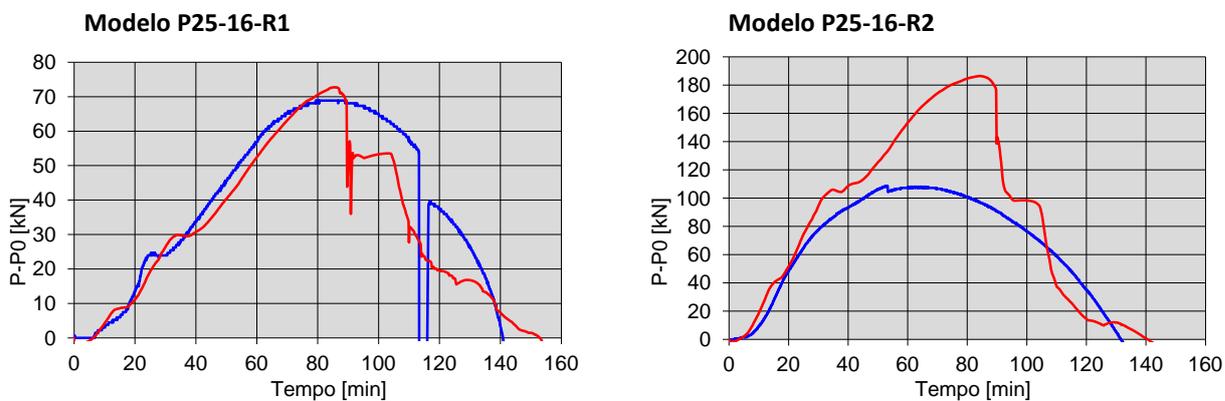


Figura A1. 39. Relação P-Po em função do tempo para o modelo P25-16

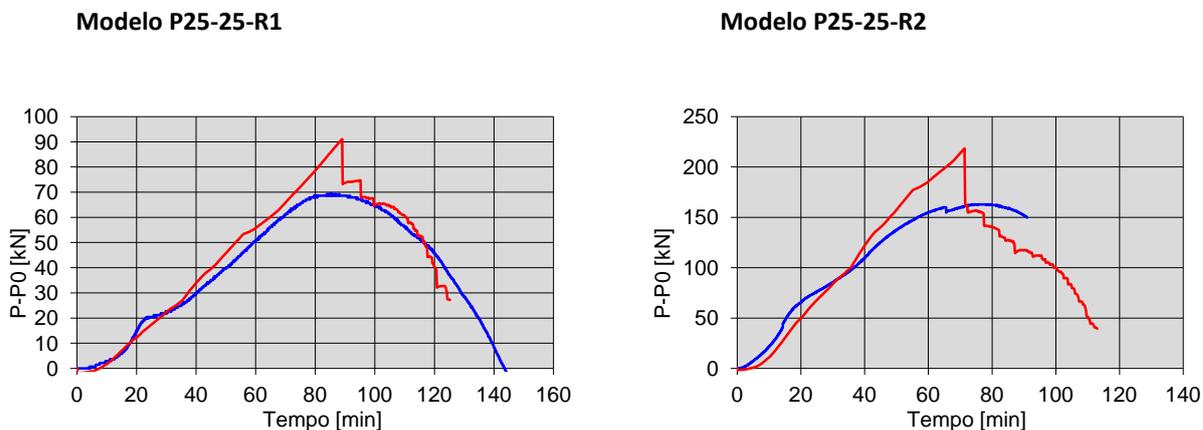


Figura A1. 40. Relação P-Po em função do tempo para o modelo P25-25

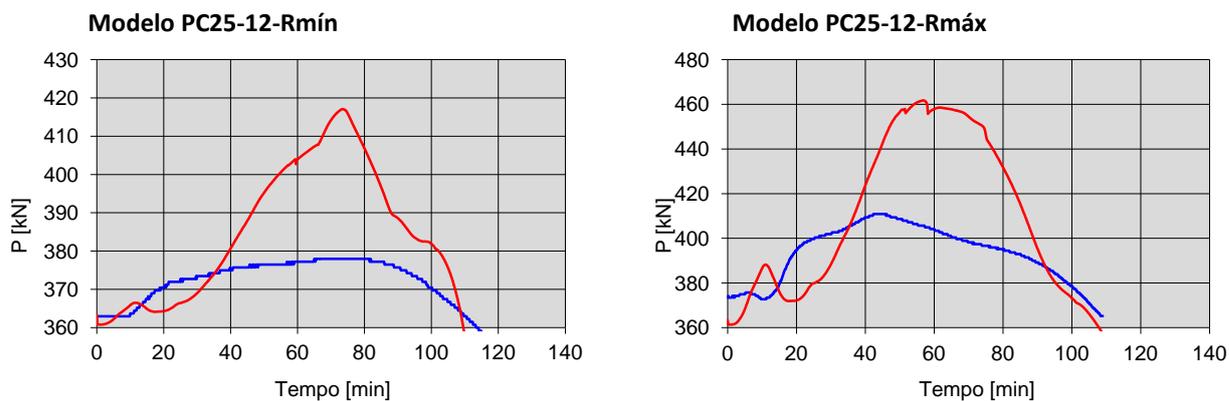


Figura A1. 41. Relação P em função do tempo para o modelo PC25-12

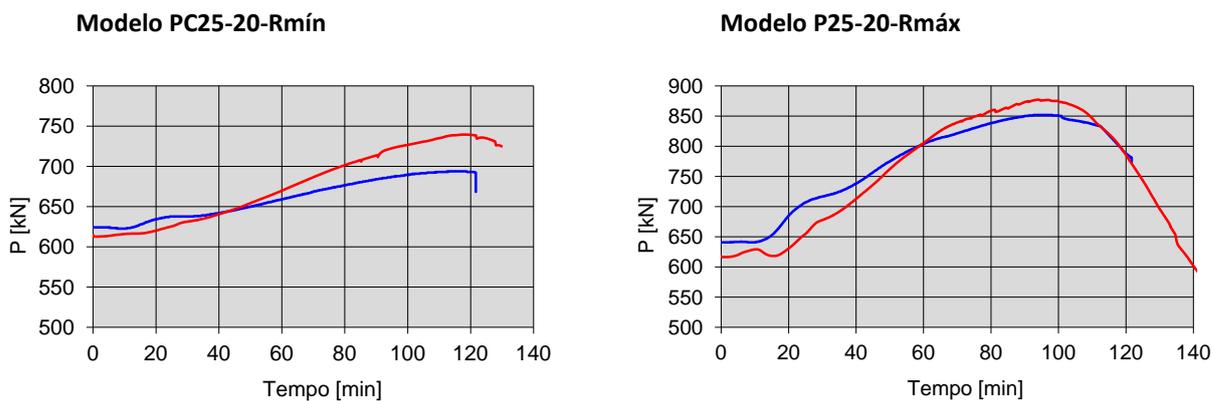


Figura AI. 42. Relação P em função do tempo para o modelo P25-20

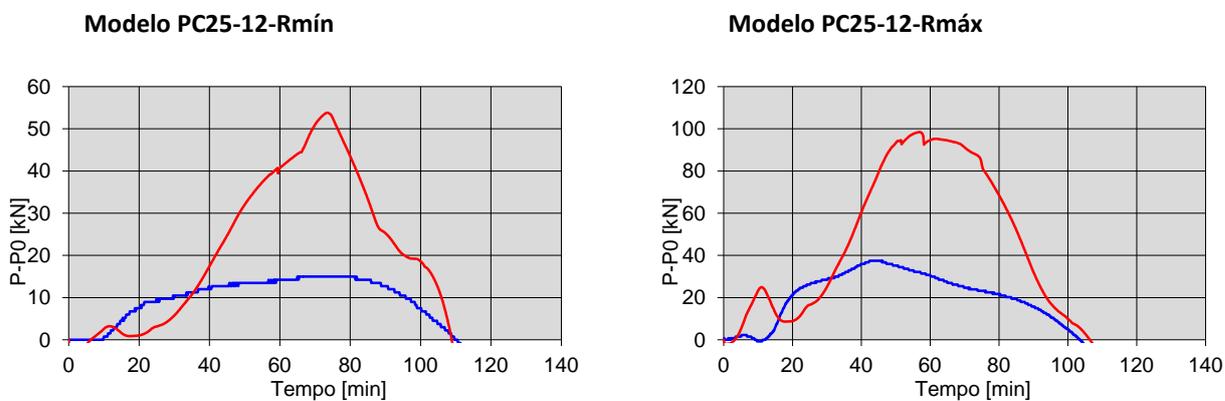


Figura AI. 43. Relação P-P0 em função do tempo para o modelo PC25-12

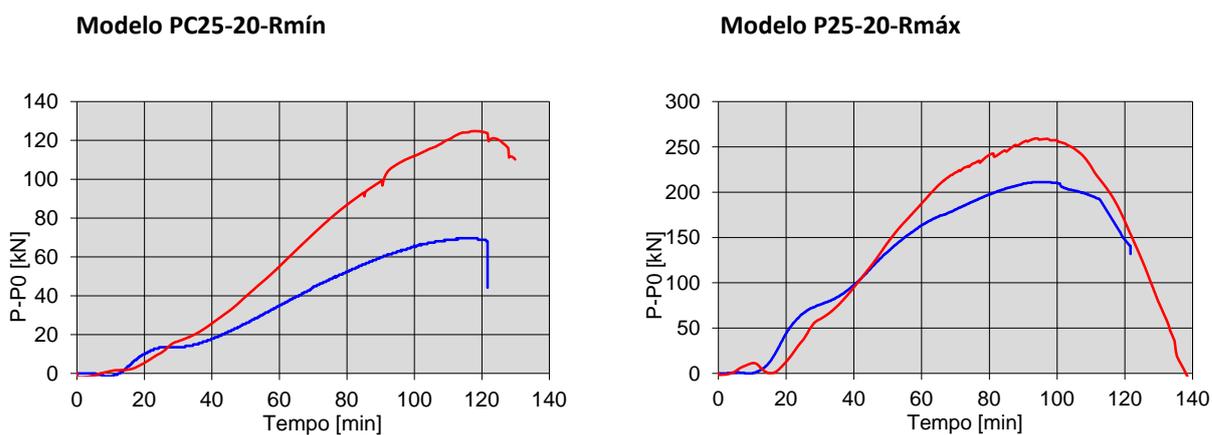


Figura AI. 44. Relação P-P0 em função do tempo para o modelo PC25-20

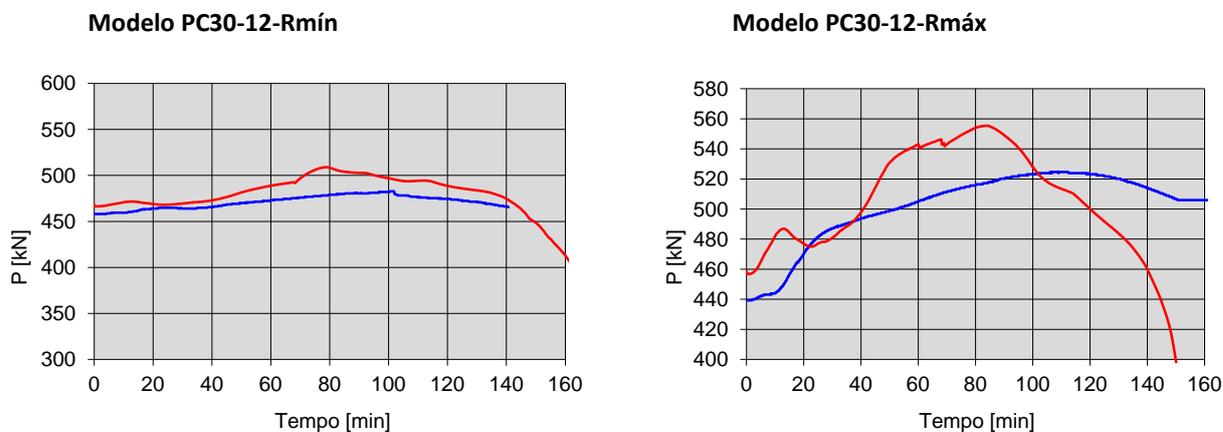


Figura AI. 45. Relação P em função do tempo para o modelo PC30-12

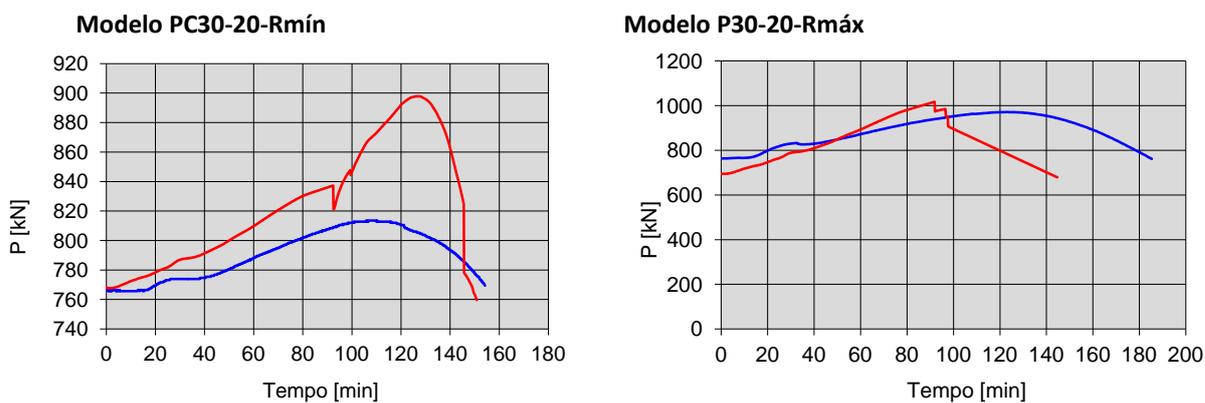


Figura AI. 46. Relação P em função do tempo para o modelo PC30-20

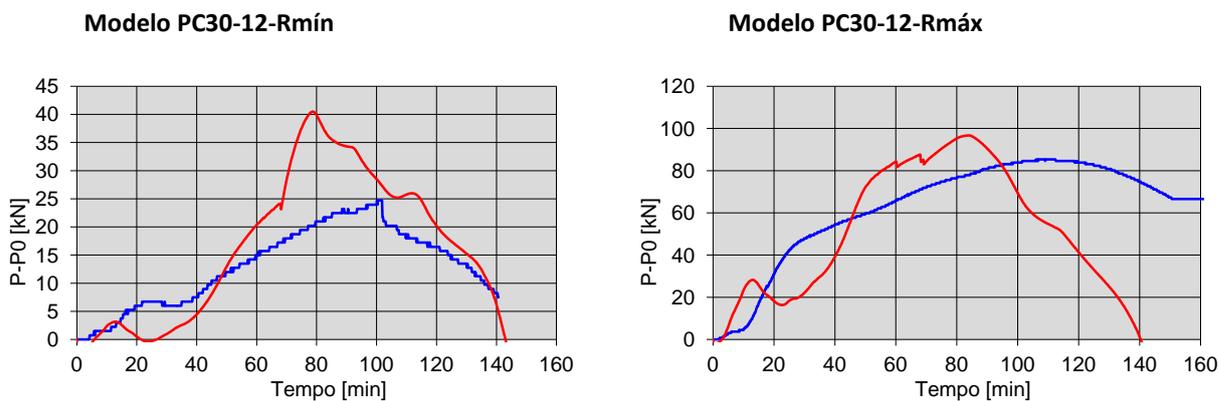


Figura AI. 47. Relação P-P0 em função do tempo para o modelo PC30-12

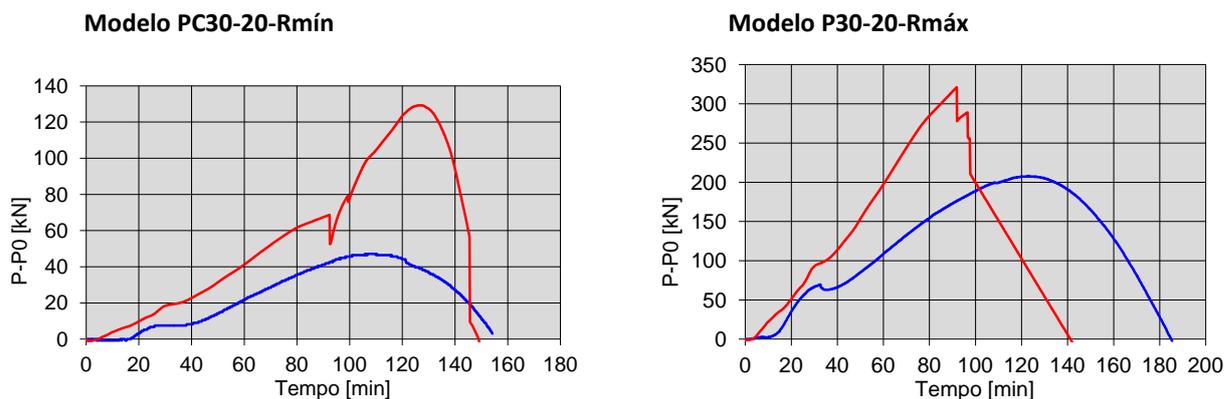


Figura A1. 48. Relação P-Po em função do tempo para o modelo PC30-20

## Anexo II – Resultados obtidos na modelação numérica considerando a temperatura nos termopares

### AII.1 Introdução

Neste anexo descreve-se a forma como se realizou esta abordagem e apresenta-se os resultados obtidos pela consideração da temperatura média entre termopares na mesma posição relativa na secção, como explicado neste trabalho anteriormente. Apresenta-se apenas os resultados para os pilares quadrados de 16 cm de lado com armadura longitudinal de 10mm, pelas razões apresentadas no corpo do trabalho.

Este procedimento consistiu em considerar a temperatura média entre termopares de secções sucessivas a cada instante. Para este efeito consideraram-se mais duas secções adicionais, secção S0 e S4, onde se estabeleceu que a temperatura era sempre a temperatura ambiente (20°C). Estes dados de temperatura em função do tempo são introduzidos em "Amplitude" no módulo "Load", separador "tools". Desta forma originou-se quatro grupos de temperatura para cada termopar e considerou-se representativa da temperatura a igual distância ao centro da secção transversal. De seguida apresenta-se um exemplo para a temperatura entre a secção S1 e S2, para os termopares T2 e T3, desta combinação resulta o conjunto de dados da temperatura em função do tempo para todas as secções entre S1 e S2, designado, S12\_T2.

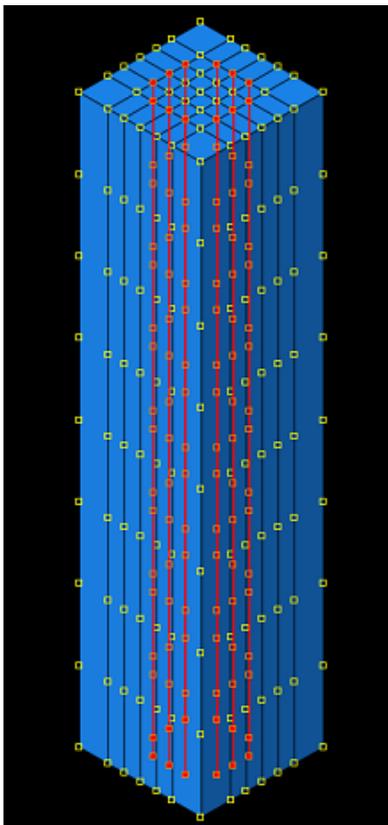


Figura All. 1. Secção S12\_T2 [1]

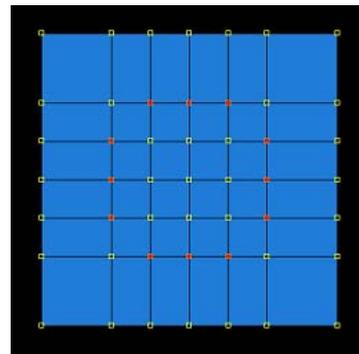


Figura All. 2. Secção S12\_T2 [2]

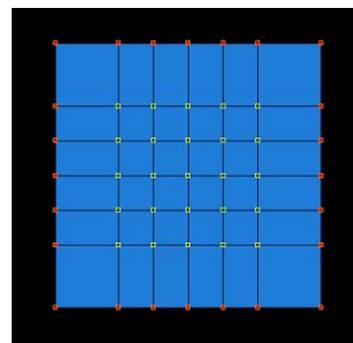


Figura All. 3. Secção S12\_T3

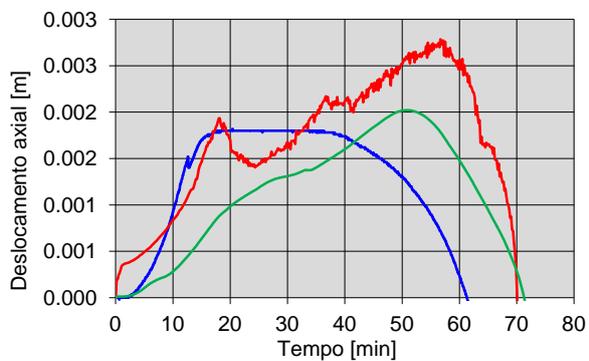
De seguida apresenta-se graficamente os resultados para esta abordagem, comparando-os com os resultados experimentais. Os parâmetros que se compara são a força, força de restrição e deformação axial.

No que se segue utiliza-se a seguinte legenda:

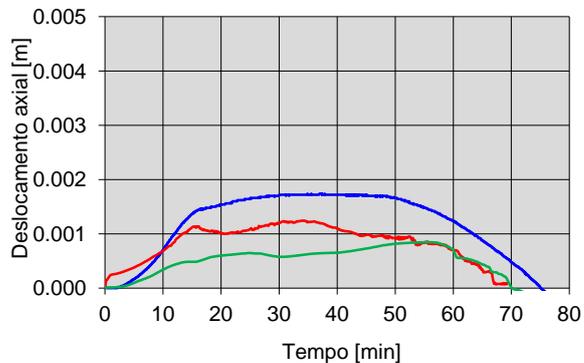
	Experimental
	Numérico termopares
	Numérico

## All.2 Comparação da deformação axial

All.2.1. Modelo P16-10-R1

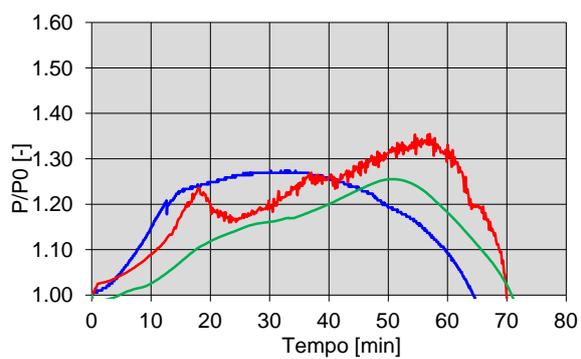


All.2.2. Modelo P16-10-R2

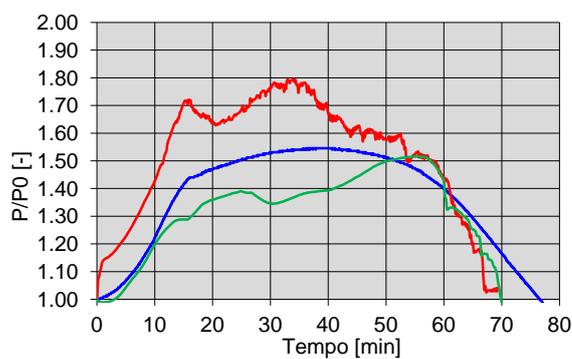


## All.3 Comparação P/P<sub>0</sub>

All.3.1. Modelo P16-10-R1

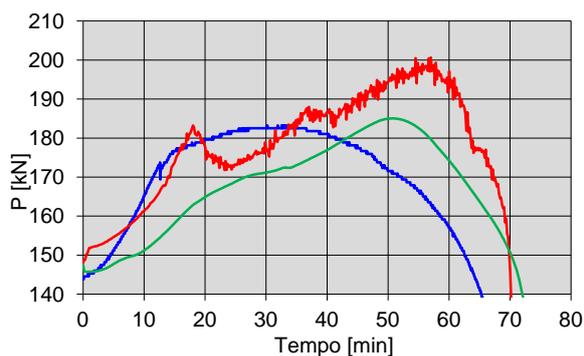


All.3.2. Modelo P16-10-R2

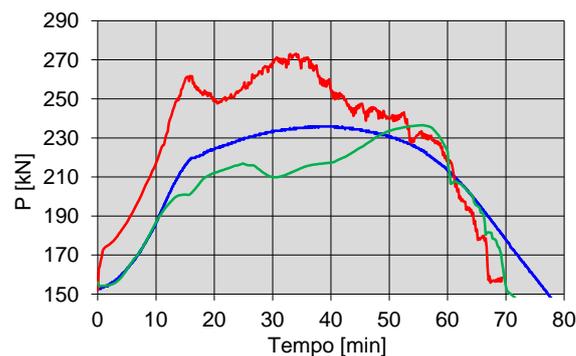


## All.4 Força exercida pelo pilar sobre a estrutura de restrição

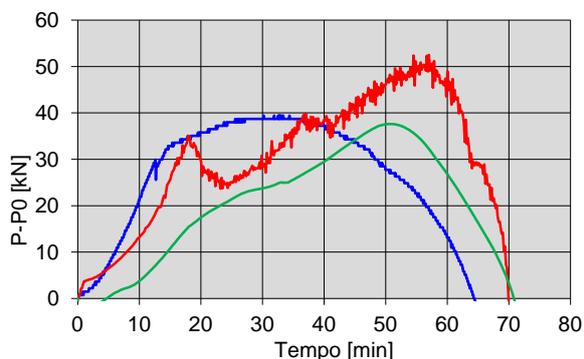
All.4.1. Modelo P16-10-R1



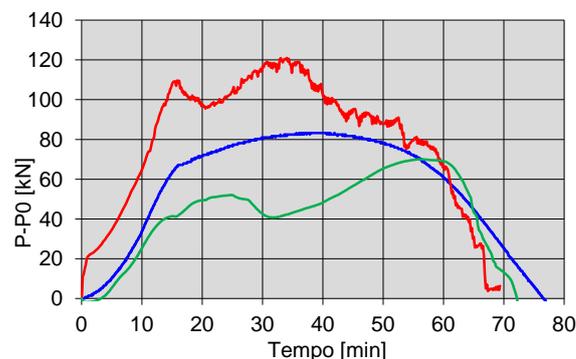
All.4.2. Modelo P16-10-R2



All.4.3. Modelo P16-10-R1



All.4.4. Modelo P16-10-R2



## All.5 Observações

Pela análise destes dois casos pode-se aferir que, de uma forma geral, não existe diferenças significativas entre os resultados das duas abordagens. No entanto, esta constatação não pode ser generalizada.

## Anexo III – Análise comparativa entre os métodos simplificados de cálculo, resultados experimentais e resultados das simulações numéricas

### AIII.1 Introdução

Neste anexo elabora-se uma comparação entre a resistência ao fogo de cada pilar ensaiado, a resistência obtido pelas simulações numéricas e os resultados obtidos com o método simplificado de calculo apresentado na EN1992-1-2, designado por Método A. Este método apenas possibilita uma comparação em termos da resistência ao fogo dos pilares.

### AIII.2 Método A [EN1992-1-2]

Este é um dos métodos de valores tabelados apresentado na EN1992-1-2 (2010), para além da consulta da tabela, com a designação na norma de Quadro 5.2a, permite a avaliação da resistência através da aplicação de algumas expressões. Estas expressões, tal como este método só são válidas se se verificar as três condições seguintes: (1) comprimento efectivo do pilar  $l_{o,fi} \leq 3m$ ; (2) excentricidade de 1ª ordem em situação de incêndio ( $e_{max}$ ) seja inferior ou igual a  $0,15h$  ou  $b$  (valor recomendado) e quantidade de armadura  $< 0.04 A_c$ . A resistência é determinada pela seguinte expressão:

$$R = 120 ((R_{\eta_{fi}} + R_a + R_l + R_b + R_n)/120)^{1.8}$$

Onde:

$$R_{\eta_{fi}} = 83 \left[ 1,00 - \mu_{fi} \frac{(1 + \omega)}{(0,85 / \alpha_{cc}) + \omega} \right]$$

$$R_a = 1,60 (a - 30)$$

$$R_l = 9,60 (5 - l_{o,fi})$$

$$R_b = 0,09 b'$$

$$R_n = 0 \quad \text{para } n = 4 \text{ apenas varões de canto}$$

$$R_n = 12 \quad \text{para } n > 4$$

$a$  distância do eixo dos varões da armadura longitudinal a paramento (mm);

$$25mm \leq a \leq 80mm$$

$l_{o,fi}$  Comprimento de encurvadura de um pilar em situação de incêndio:

$$2m \leq l_{o,fi} \leq 6m$$

$b' = 2 A_c / (b+h)$  , para secções transversais rectangulares ou o diâmetro para secções transversais circulares  $200 \text{ mm} \leq b' \leq 450 \text{ mm}$ ;  $h \leq 1.5 b$ ;

$\omega$  taxa mecânica de armadura á temperatura normal:  $\omega = (A_s f_{yd}) / (A_c F_{cd})$ ;

$\alpha_{cc}$  factor de resistência à compressão (valor recomendado igual a 1);

### AIII.3 Resultados

Pilar	NRd	NSd	Ac	As	w	Tempo Crítico [min]			Erro Relativo [%]	
						Experimental	Método A	Numérica	Método A	Numérica
P16-10-R1	214	144	25600	314.16	0.40	64.7		70	23%	-8%
P16-10-R2	214	152	25600	314.16	0.40	76.58	49	72	35%	6%
P16-16-R1	268	181	25600	804.25	1.02	87.73		85	36%	3%
P16-16-R2	269	185	25600	804.25	1.02	86.87	56	78	35%	10%
P25-16-R1	1000	495	62500	804.25	0.42	136.22		153	56%	-12%
P25-16-R2	742	507	62500	804.25	0.42	131.67	59	140	55%	-6%
P25-25-R1	980	656	62500	1963.50	1.02	143.53		125	50%	13%
P25-25-R2	994	675	62500	1963.50	1.02	118.02	72	113	39%	4%
PC25-12-Rmin	519	363	49087.385	678.58	0.75	110		109	39%	1%
PC25-12-Rmáx	519	363	49087.385	678.58	0.75	104	67	106	35%	-2%
PC25-20-Rmin	891	624	49087.385	1884.96	2.09	163		130	51%	20%
PC25-20-Rmáx	891	624	49087.385	1884.96	2.09	147	80	138	46%	6%
PC30-12-Rmin	654	458	70685.835	678.58	0.52	152		143	54%	6%
PC30-12-Rmáx	654	458	70685.835	678.58	0.52	198	70	140	64%	29%
PC30-20-Rmin	1094	766	70685.835	1884.96	1.45	154		149	46%	3%
PC30-20-Rmáx	1094	766	70685.835	1884.96	1.45	185	84	141	55%	24%

### AIII.4 Observações

Os resultados apresentados anteriormente demonstram que os métodos tabelados apresentados na EN1992-1-2 (2010) são muito conservadores, obtendo-se tempos críticos muito inferiores às verificadas experimentalmente. No que se refere aos resultados obtidos pelo método avançado de cálculo apresentados neste trabalho constata-se que não existe uma tendência marcada para os tempos críticos, de uma forma geral, no entanto os valor de tempo crítico aproxima-se dos obtidos experimentalmente, nuns casos por defeito, noutros por excesso, não estando neste último caso do lado da segurança.

## Anexo IV – Aplicação do modelo numérico a pilares com outras características

### AIV.1 Introdução

Neste anexo apresenta-se os resultados obtidos da aplicação da modelação numérica a outras secções, co a finalidade de estudar a influência de alguns parâmetros, tais como a percentagem de armadura, a esbelteza, nível de restrição à dilatação térmica e o efeito da distribuição da armadura.

Determinou-se o esforço axial resistente à temperatura ambiente pelo método da curvatura nominal, apresentado na EN1992-1-1, sendo aplicado 70% dessa carga. As secções e suas características são:

Pilar	Nrd	P <sub>o</sub>	A <sub>c</sub>	nº varões	φ	As	taxa de armaduras	λ
	[KN]	[KN]	[mm <sup>2</sup> ]	[-]	[mm]	[mm <sup>2</sup> ]	[%]	[-]
P25_16 (4)_R2 [Exper]	742	507.4	62500	4	16	804.2477	1.29%	50.51
P25_16 (8)_R2	1002	703.5	62500	8	16	1608.495	2.57%	50.51
P25_12 (8)_R2	766	536.2	62500	8	12	904.7787	1.45%	50.51
P25_20 (4)_R2	668	467.6	62500	4	20	1256.637	2.01%	50.51
P25_10 (16)_R2	551	385.70	62500	16	10	1256.637	2.01%	50.51
P16_16 (4)_R2 [Exper]	269	184.71	25600	4	16	804.2477	3.14%	90.93
P25_16 (4)_R1 [Exper]	742	507.4	62500	4	16	804.2477	1.29%	50.51

**Nota:** P25\_16 (4)\_R2 [Exper] é um pilar quadrado de 25cm de lado com varões longitudinais 16mm, nº de varões 4, restrição 2 [intermédia] e que também foi ensaiado experimentalmente.

P25\_16 (8)\_R2 é um pilar quadrado de 25cm de lado com varões longitudinais 16mm, nº de varões 8, 4 dos varões nos cantos e 1 varão a meio de cada face e restrição 2 [intermédia]

P25\_10 (16)\_R2 é um pilar quadrado de 25cm de lado com varões longitudinais 10mm, nº de varões 16, 4 dos varões nos cantos e 3 varões equidistante em cada face e restrição 2 [intermédia]

### AIV.2 Resultados

Pilar	P <sub>o</sub>	taxa de armaduras	λ	Tempo Crítico Numérica
	[KN]	[%]	[-]	[min]
[1] P25_16 (4)_R2 [Exper]	507.4	1.29%	50.51	140.2
[2] P25_16 (8)_R2	703.5	2.57%	50.51	160.7
[3] P25_12 (8)_R2	536.2	1.45%	50.51	163.9
[4] P25_20 (4)_R2	616	2.01%	50.51	170.8
[5] P25_10 (16)_R2	630	2.01%	50.51	162.7
[6] P16_10 (4)_R2 [Exper]	184.7	1.23%	90.93	69.9
[7] P25_16 (4)_R1 [Exper]	507.4	1.29%	50.51	152.5

### **AIV.3 Observações**

Entre [1] e [4] conclui-se que quanto maior a taxa de armadura numa secção, maior é a sua resistência. No entanto, pela comparação entre [2] e [3], situação de 3 varões por face, concluiu-se que o aumento da percentagem de armadura aumenta a resistência ao fogo mas de forma pouco significativa.

Entre [4] e [5] verifica-se que quando a armadura é distribuída existe degradação do comportamento ao fogo, apresentando menor resistência.

Entre [1] e [7] pode-se verificar o efeito negativo que tem o aumento da restrição à dilatação térmica no comportamento dos pilares.

Sobre a esbelteza ela pode ser avaliada comparando [1] e [6] pelo que se concluiu que quanto maior a esbelteza menor é a resistência ao fogo.