



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

Comportamento ao fogo de colunas tubulares quadradas em aço preenchidas com betão

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

Autor

Inês Marques da Silva Garcia

Orientador

João Paulo Correia Rodrigues (Universidade de Coimbra – Portugal)

Tiago Ancelmo de Carvalho Pires de Oliveira (Universidade Federal de
Pernambuco – Brasil)

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

Coimbra, Outubro, 2013

AGRADECIMENTOS

Findo o trabalho realizado, cabe agora agradecer a todos os que o tornaram mais fácil.

Ao Prof. Doutor João Paulo Rodrigues e ao Prof. Tiago Pires de Oliveira, meus orientadores científicos, gostaria de agradecer pelo apoio e disponibilidade que sempre demonstraram.

Aos companheiros de grupo que sempre se mostraram disponíveis para ajudar no que precisasse, em especial ao Luís Laím e ao Helder Craveiro, por toda a ajuda oferecida.

Ao Luís Gaspar, pelo auxílio prestado durante todo o trabalho laboratorial realizado. Ao Rafael Campos que mais do que um colaborador, sempre mostrou uma palavra de alento nos momentos mais difíceis.

A todos os meus amigos e familiares pelo constante incentivo e motivação, em especial à Sara por ter sido uma grande companheira não só durante o período de realização desta dissertação mas em todo o meu percurso académico.

À Ana e ao Miguel por ouvirem os meus lamentos quando tudo corria menos bem e por terem sempre preparada uma palavra de encorajamento.

Ao Daniel porque embora longe sempre se manteve presente.

À minha mãe que, apesar da distância nunca esteve longe e ao meu pai pela compreensão incondicional que sempre demonstrou.

A todos o meu muito obrigada.

RESUMO

A utilização de colunas tubulares preenchidas com betão apresenta inúmeras vantagens quer do ponto de vista estrutural, devido à sua elevada robustez, ductilidade e resistência ao fogo, quer do ponto de vista arquitectónico. Por esse motivo, a sua aplicação tem-se vindo a generalizar nos últimos tempos. Apesar das várias vantagens que o uso deste tipo de elementos apresenta, existe ainda uma escassez de resultados experimentais que permitam uma caracterização fiel do seu comportamento face a uma situação de incêndio. A falta de resultados é ainda mais acentuada se o objetivo for estudar o efeito que a restrição axial e rotacional provocadas por um edifício têm nos elementos em questão.

Na presente dissertação, inserida num projeto europeu (EU RFSR-CT-2012-00025), são relatados uma série de ensaios experimentais, incidindo em colunas mistas de aço preenchidos com betão armado de secção quadrada e de elevada esbelteza, sujeitas a uma situação de incêndio e com restrição à dilatação axial térmica. No estudo, variaram-se parâmetros como a secção transversal das colunas, a sua esbelteza e os coeficientes de restrição axial e rotacional. Com esta pesquisa, percebeu-se o comportamento favorável que estes elementos apresentam em situação de incêndio, apresentando uma resistência ao fogo bastante superior quando comparada com uma secção metálica equivalente. Adicionalmente, foi desenvolvido um modelo numérico, que permitiu transpor os resultados obtidos para secções diferentes das ensaiadas.

Uma vez que atualmente a comunidade científica tem vindo a mostrar especial interesse em melhorar os métodos de cálculo constantes na EN 1994-1-2 (2011), é necessário o desenvolvimento de modelos experimentais que permitam a elaboração de novos métodos de cálculo simplificado. Posto isto, torna-se clara a motivação para realizar modelos experimentais semelhantes aos que se descrevem neste texto.

Na pesquisa realizada percebeu-se que o aumento do coeficiente de restrição à dilatação térmica não influencia significativamente o tempo crítico da coluna testada. Apesar disso, as forças adicionais de restrição geradas sofrem um maior acréscimo quanto mais restringida estiver a dilatação axial do elemento. Os resultados obtidos permitirão o desenvolvimento de um estudo paramétrico com o objetivo de estabelecer novos métodos de cálculo simplificados.

Palavras-chave: fogo, coluna, tubular, quadrado, circular, aço, betão, restrição, experimental

ABSTRACT

The use of concrete filled tubular columns has many advantages in the structural field, due to the high robustness, ductility and fire resistance, and in the architectural field, due to the attractive appearance. Those are the reasons why its application has increased in the last few years. Although there are lots of advantages in using these elements, there are a few experimental results that allow a correct characterization of their behaviour in fire. The lack of results is even bigger if the aim is to study the effect of the restraint to thermal elongation.

In this dissertation, inserted in the European project (EU RFSR-CT-2012-00025), are reported a large series of test results in slender concrete filled square hollow columns in fire with restrained thermal elongation. During this study, several parameters were studied such as the cross section, the slenderness and the axial restraint ratio. In this research it was showed the good performance of these elements in a fire situation. They presented a fire resistance much higher than an equivalent steel section. It was also developed a numerical model that allows enlarge the test results to sections that weren't previously tested.

Once the researchers have been showing a special interest in improving the numerical methods that allow the elaboration of new simplified methods, it is clear why is this study needed.

In this research, it was showed that increasing the restraint to thermal elongation doesn't lead to significant changes in the critical times of the tested column. Nevertheless, the additional restraining forces rise with the increasing of the axial restraint ratio. The results of this research allow the development of a parametric study to establish a new simple calculation model.

Keywords: fire, column, tubular, square, circular, steel, concrete, restraint, experimental

ÍNDICE

1	Introdução.....	1
1.1	Enquadramento do tema.....	1
1.2	Motivação.....	1
1.3	Objetivos.....	2
1.4	Projeto FRISCC.....	2
1.5	Organização.....	3
2	Estado da arte.....	4
2.1	Introdução.....	4
2.2	Comportamento de colunas mistas em situação de incêndio.....	4
2.3	Comportamento de colunas tubulares em aço preenchidas com betão em situação de incêndio.....	6
2.3.1	Estudos experimentais.....	6
2.3.2	Estudos numéricos.....	10
2.4	Avaliação da resistência ao fogo segundo a EN 1994-1-2 (2011).....	16
2.4.1	Modelos de cálculo simplificados.....	16
2.5	Estudo e discussão da EN 1994-1-2 (2011).....	18
2.5.1	Cálculo da distribuição de temperaturas na secção transversal.....	18
2.5.2	Coeficientes de redução da rigidez à flexão.....	20
2.6	Considerações finais.....	22
3	Modelação experimental de colunas tubulares em aço preenchidos com betão em situação de incêndio.....	24
3.1	Introdução.....	24
3.2	Sistema experimental.....	24
3.3	Projeto FRISCC.....	26
3.4	Descrição dos modelos experimentais.....	28
3.4.1	Pormenorização dos modelos experimentais.....	28
3.4.2	Construção e instrumentação dos modelos experimentais.....	29
3.5	Caracterização dos materiais.....	33
3.5.1	Betão.....	33
3.5.2	Aço.....	34
3.6	Programa experimental.....	35
3.7	Procedimento de ensaio.....	36
3.7.1	Descrição geral do procedimento adotado pré-ensaio.....	36
3.7.2	Descrição geral do procedimento adotado durante o ensaio.....	37
3.7.3	Monitorização de grandezas.....	38
3.8	Análise de resultados.....	39

3.8.1	Evolução de temperaturas	39
3.8.2	Forças de restrição	41
3.8.3	Deslocamentos, deflexões e rotações	42
3.8.4	Deformadas após ensaio	44
3.8.5	Outras observações importantes nos ensaios	45
3.9	Considerações finais	46
4	Modelação numérica de colunas tubulares em aço preenchidos com betão em situação de incêndio	47
4.1	Introdução	47
4.2	Características do modelo numérico	47
4.2.1	Geometria e malha de elementos finitos do modelo	47
4.2.2	Propriedades dos materiais	49
4.2.3	Imperfeições geométricas iniciais	53
4.2.4	Procedimento de análise	53
4.3	Análise de resultados	54
4.3.1	Comparação com resultados experimentais de Pires et al. (2012)	54
4.3.2	Comparação entre as análises experimental e numérica	56
4.4	Considerações finais	58
5	Conclusões e desenvolvimentos futuros	59
5.1	Conclusões	59
5.1.1	Tempos críticos	59
5.1.2	Forças de restrição	60
5.1.3	Deslocamentos e rotações	60
5.1.4	Análise numérica	61
5.2	Recomendações para estudos futuros	61
6	Referências bibliográficas	63
Anexo A	– Ensaio de compressão do betão	A-1
A.1	Resultados dos ensaios experimentais	A-1
Anexo B	– Ensaio de tração do aço	B-1
B.1	Tubo de maior dimensão	B-1
B.2	Tubo de menor dimensão	B-1
Anexo C	– Resultados experimentais obtidos	C-1
C.1	Evolução de temperaturas	C-1
C.2	Rotações	C-6

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 – Distribuição das temperaturas em provetes ensaiados a) Evolução das temperaturas ao longo da secção transversal e ao longo do tempo b) Distribuição da temperatura média em altura (Correia e Rodrigues, 2011)	5
Figura 2.2 – Forças de restrição, $k_{RA}=45\text{kN/mm}$ (Correia e Rodrigues, 2011).	6
Figura 2.3 – Comparação da resistência ao fogo calculada com a obtida em ensaios experimentais para colunas preenchidas com betão armado (Kodur, 1999).	7
Figura 2.4 – Comparação de temperaturas entre colunas esbeltas e curtas (Romero et al., 2011).	9
Figura 2.5 – Distribuição de temperaturas ao longo do diâmetro em diferentes instantes (diâmetro=0.356 m, espessura da parede=0.010 m) (Zha, 2003).	11
Figura 2.6 – Malhas de elementos finitos em quartos de secção de colunas preenchidas com betão para análise térmica, a) secção retangular; b) secção circular (Ding e Wang, 2008).	12
Figura 2.7 – Deslocamento axial em função do tempo (Espinos et al., 2010)	14
Figura 2.8 – Comparação entre as temperaturas medidas e calculadas (Espinos et al., 2010).	15
Figura 3.1 - Representação esquemática do sistema experimental (Pires et al., 2012)	25
Figura 3.2 – Vista geral do sistema experimental a) $k_{RA}=13\text{ kN/mm}$ b) $k_{RA}=45\text{ kN/mm}$ c) $k_{RA}=128\text{ kN/mm}$	26
Figura 3.3 – Corte longitudinal dos modelos experimentais	29
Figura 3.4 – Corte transversal dos modelos experimentais: a) 150 mm de lado; b) 220 mm de lado	29
Figura 3.5 – Armaduras após montagem	30
Figura 3.6 – Posição dos termopares: a) ao longo da direção longitudinal; b) ao longo da secção transversal de 150 mm de lado; c) ao longo da secção transversal de 220 mm de lado	30
Figura 3.7 – Instrumentação das armaduras: a) Vista geral das armaduras; b) Pormenor de termopares soldados à secção com 150 mm de lado; c) Pormenor de termopares soldados à secção com 220 mm de lado	31
Figura 3.8 – Pormenor da ligação entre a chapa de topo e o provete.	32
Figura 3.9 – Instrumentação final das colunas: a) Vista geral dos tubos; b) Secção de 150mm de lado; c) Secção de 220mm de lado.	32
Figura 3.10 – Betonagem dos modelos experimentais	33
Figura 3.11 – Exemplo de diagramas tensão/extensão obtidos nos ensaios de tração do aço.	34
Figura 3.12 – Exemplo de provetes maquinados	35
Figura 3.13 – Exemplo do isolamento com fibra cerâmica a) Vista geral do elemento b) Pormenor da base da coluna	37
Figura 3.14 – Temperaturas medidas no forno em comparação com a curva ISO 834 (1975)	38

Figura 3.15 – Distribuição de temperaturas ao longo do tempo, $k_{RA}=128kN/mm$ a)S3R128 b)S4R128	40
Figura 3.16 – Distribuição de temperaturas ao longo da secção transversal no momento da rotura a)S1R13 b)S2R13	40
Figura 3.17 – Distribuição de temperaturas ao longo da altura para os vários termopares colocados no momento da rotura a)S1R12 b)S2R13	41
Figura 3.18 – Forças de restrição em secções quadradas a) 150mm de lado b) 220mm de lado	42
Figura 3.19 – Deslocamentos axiais secção quadrada a) 150mm de lado b) 220mm de lado	43
Figura 3.20 – Deslocamentos laterais das colunas em altura em vários instantes a)S1R13 b)S2R13	43
Figura 3.21 – Exemplo das rotações sofridas pelo elemento S5R45.....	44
Figura 3.22 – Deformada após ensaio para colunas com 150mm de lado a)S1R13 b)S3R128 c)S5R45.....	44
Figura 3.23 – Deformada após ensaio para colunas com 220mm de lado a)S2R13 b)S4R128 c)S6R45.....	45
Figura 3.24 – Descolamento do aço e do betão evidenciado num orifício feito para permitir a saída do vapor de água.....	45
Figura 3.25 – Pormenor do elemento tubular aberto	46
Figura 4.1 – Representação de todas as partes do modelo numérico	48
Figura 4.2 – Representação do modelo numérico depois de cada uma das partes devidamente posicionadas de acordo com o sistema de coordenadas global	48
Figura 4.3 – Diferentes tipos de elementos finitos utilizados no modelo (ABAQUS, 2010) ..	49
Figura 4.4 – Modelo numérico discretizado enfatizando o maior refinamento da malha no elemento ensaiado do que na estrutura auxiliar.....	49
Figura 4.5 – Propriedades térmicas do aço a temperaturas elevadas a)Condutibilidade térmica b)Calor específico c)Extensão térmica	50
Figura 4.6 – Propriedades térmicas do betão a temperaturas elevadas a)Condutibilidade térmica b)Calor específico c)Extensão térmica	51
Figura 4.7 – Variação da massa volúmica do betão com a temperatura	51
Figura 4.8 – Variação do módulo de elasticidade do aço com a temperatura	52
Figura 4.9 – Diagrama tensão-extensão de um aço S355 para vários valores da temperatura.	52
Figura 4.10 – Variação do módulo de elasticidade do betão com a temperatura.....	53
Figura 4.11 - Diagrama tensão-extensão de um betão para vários valores da temperatura	53
Figura 4.12 - Evolução de temperaturas ao longo do tempo a) Proverte S2R13 b) Proverte C2R13	55
Figura 4.13 - Forças de restrição a) $k_{RA}=13 kN/mm$ b) $k_{RA}=128 kN/mm$	56
Figura 4.14 – Evolução de temperaturas ao longo do tempo, experimental e numérica.....	57
Figura 4.15 – Evolução das forças de restrição geradas ao longo do tempo.....	57

ÍNDICE DE QUADROS

Quadro 2.1 Valores do coeficiente de redução parcial do aço $\varphi_{a,\theta}$ a incluir na equação (16), em (Espinós et al., 2012).	21
Quadro 2.2 Valores do coeficiente de redução para o tubo de aço, em (Espinós et al., 2012).	22
Quadro 3.1 – Programa experimental de colunas tubulares circulares em aço preenchidas com betão.	27
Quadro 3.2 - Programa experimental de colunas tubulares quadradas em aço preenchidas com betão.	27
Quadro 3.3 - Programa experimental de colunas tubulares elípticas em aço preenchidas com betão.	28
Quadro 3.4 - Programa experimental de colunas tubulares retangulares em aço preenchidas com betão.	28
Quadro 3.5 - Resultados dos ensaios de resistência à compressão dos provetes de betão.	33
Quadro 3.6 – Resumo dos valores obtidos nos ensaios de resistência à tração do aço.	35
Quadro 3.7 - Programa experimental de colunas quadradas.	36
Quadro 3.8 – Resumo dos principais resultados obtidos.	39
Quadro 4.1 – Principais características das colunas comparadas.	55

ABREVIATURAS

BS	British Standard
CEN	Comité Européen de Normalisation
DEC	Departamento de Engenharia Civil
EN 1991-1-2	Eurocódigo 1 – Parte 1-2
EN 1992-1-2	Eurocódigo 2 – Parte 1-2
EN 1993-1-1	Eurocódigo 3 – Parte 1-1
EN 1993-1-2	Eurocódigo 3 – Parte 1-2
EN 1994-1-1	Eurocódigo 4 – Parte 1-1
EN 1994-1-2	Eurocódigo 4 – Parte 1-2
FCTUC	Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra
FRISCC	Fire Resistance of Innovative and Slender Concrete Filled Tubular Composite Columns
IPQ	Instituto Português da Qualidade
ISO	International Organization for Standardization
LVDT	Linear Variable Differential Transducer
MIG	Metal Inert Gas
PTFE	Politetrafluoretileno

SIMBOLOGIA

Maiúsculas latinas

$A_{a,\theta}$	área da secção transversal do perfil de aço a uma temperatura θ
$A_{c,\theta}$	área da secção transversal do preenchimento de betão a uma temperatura θ
A_m/V	factor de forma
$A_{s,\theta}$	área da secção transversal dos elementos de reforço a uma temperatura θ
$B.C$	condições de apoio
D/t	esbelteza da secção transversal
$E_{a,\theta}$	módulo de elasticidade do aço à temperatura θ
$E_{a,\theta}$	módulo tangente do aço do perfil à temperatura θ
$E_{a,\theta,\sigma}$	valor característico para o módulo secante do betão à temperatura θ
$E_{c,sec,\theta}$	valor característico para o módulo secante do betão à temperatura θ
$E_{c,\theta,\sigma}$	módulo tangente do betão à temperatura θ
$EI_{fi,eff}$	rigidez à flexão efetiva em situação de incêndio
$E_{s,\theta,\sigma}$	módulo tangente do aço dos elementos de reforço à temperatura θ
$F.F.$	condições de apoio biencastradas
$I_{a,\theta}$	momento de inércia do perfil de aço à temperatura θ
$I_{c,\theta}$	momento de inércia do preenchimento de betão à temperatura θ
L	comprimento efetivo da coluna
$N_{fi,cr}$	carga crítica de Euler em situação de incêndio
$N_{fi,pl,Rd}$	valor de cálculo da resistência plástica à compressão axial em situação de incêndio
$N_{fi,Rd}$	valor de cálculo da carga de encurvadura em situação de incêndio
P_0	carga aplicada ao pilar no início do ensaio de resistência ao fogo
P_{max}	Força máxima exercida pelo pilar durante o ensaio de resistência ao fogo
$P.P.$	condições de apoio birotuladas
P_{rest_max}	Força máxima de restrição à dilatação térmica do pilar durante o ensaio de resistência ao fogo

Minúsculas latinas

f_{ck}	valor característico da tensão de rotura do betão à compressão aos 28 dias de idade
----------	---

f_{cm}	valor médio da tensão de rotura do betão à compressão
l	espessura do espaço livre entre o tubo de aço e o preenchimento de betão
l_{θ}	comprimento de encurvadura da coluna em situação de incêndio
k_{RA}	coeficiente de restrição axial
k_{RR}	coeficiente de restrição rotacional
k_{θ}	fator de redução de uma propriedade de resistência ou de deformação à temperatura θ

Minúsculas gregas

α_c	coeficiente de transmissão de calor por convecção
$\gamma_{M,fi,a}$	coeficiente parcial de segurança para o aço em situação de incêndio
$\gamma_{M,fi,c}$	coeficiente parcial de segurança para o betão em situação de incêndio
ε_f	emissividade do fogo
ε_m	emissividade da superfície do elemento
$\theta_{a,eq}$	temperatura equivalente do perfil de aço
$\theta_{c,eq}$	temperatura equivalente do preenchimento de betão
λ	condutibilidade térmica efetiva do ar
$\bar{\lambda}$	esbelteza relativa de uma coluna à temperatura ambiente
$\bar{\lambda}_{\theta}$	esbelteza relativa de uma coluna à temperatura θ
μ	nível de carregamento
μ	média de uma amostra
σ	constante de Stephan-Boltzman
σ	desvio padrão de uma amostra
σ^2	variância de uma amostra
$\sigma_{a,\theta}$	tensão do aço do perfil à temperatura θ
$\sigma_{c,\theta}$	tensão do betão à temperatura θ
$\sigma_{s,\theta}$	tensão do aço dos elementos de reforço à temperatura θ
$\varphi_{i,\theta}$	coeficiente de redução da rigidez à flexão para ter em conta o efeito das tensões geradas por ações térmicas
χ	coeficiente de redução correspondente ao modo de encurvadura mais relevante dado pela EN 1993-1-1 (2010)

1 INTRODUÇÃO

1.1 Enquadramento do tema

Nos últimos anos, as estruturas metálicas têm vindo a ganhar especial atenção por parte de projetistas, devido à sua leveza e apresentação estética. No entanto, eventos recentes como o incêndio nos Grandes Armazéns do Chiado (Lisboa, Portugal, 1988) e o World Trade Center (Nova York, Estados Unidos da América, 2001), têm evidenciado a grande limitação que estas estruturas apresentam quando expostas a temperaturas elevadas. Para além da grande suscetibilidade que este tipo de elementos mostra em situação de incêndio, as ferramentas de proteção disponíveis revelam-se excessivamente dispendiosas ou claramente prejudiciais no que se refere ao aspeto estético dos elementos.

Os elementos tubulares preenchidos com betão apresentam uma conjugação de algumas das características mais favoráveis que ambos os materiais oferecem. Por um lado, as estruturas metálicas permitem a conceção de elementos mais leves e esbeltos, por outro lado, o betão apresenta uma condutibilidade térmica baixa, o que o torna um dos melhores materiais, quando se fala em segurança de estruturas ao fogo. Este tipo de elementos apresenta ainda uma elevada rapidez de construção e um uso otimizado do espaço disponível (Wang, 1997).

Para além das vantagens acima referidas, existe ainda um aspeto que torna estes elementos competitivos, não só em relação às soluções estruturais no geral, mas também em relação aos restantes elementos mistos (colunas de aço revestidas com betão, por exemplo): o tubo de aço confere ao betão confinamento que aumenta a resistência à compressão dos elementos. Adicionalmente, o preenchimento de betão evita que o tubo de aço sofra encurvadura local (Capilla, 2012).

Apesar dos inúmeros benefícios que se enunciam, o uso de elementos tubulares preenchidos com betão, só se tornou uma verdadeira realidade em meados do século XX (Capilla, 2012), sendo a sua utilização especialmente desenvolvida em países como a República Popular da China e o Japão. Consequentemente, este tipo de elementos tem sido cada vez mais objeto de estudo de vários projetistas. A EN 1994-1-2 (2011) é a norma de referência na Europa para uma correta previsão do comportamento ao fogo dos elementos em estudo. No entanto, nos últimos anos, diversas pesquisas têm sido levadas a cabo por vários autores (Espinós et al., 2010; Espinós et al., 2012; Wang, 1997) tendo evidenciado algumas limitações nos métodos de cálculo simplificados em vigor, constantes na EN 1994-1-2 (2011).

1.2 Motivação

O presente estudo surge da crescente necessidade de revisão da norma em vigor (EN 1994-1-2, 2011) que se tem verificado, evidenciada por vários estudos. Uma vez que são ainda

escassos os resultados experimentais disponíveis, considerou-se importante o desenvolvimento de um estudo mais alargado, incidindo em colunas tubulares preenchidas com betão, em situação de incêndio e com dilatação térmica restringida.

No desenvolvimento desta dissertação, são mostrados alguns modelos desenvolvidos na Universidade de Coimbra, que incidem sobre colunas de secção quadrada, atrás descritas. Pretende-se então estudar a influência que a esbelteza e o grau de restrição axial e rotacional têm em elementos deste tipo. Na elaboração deste estudo, foram ainda desenvolvidos modelos numéricos, utilizando o programa de elementos finitos ABAQUS (2010), com o objetivo de alargar os resultados obtidos para secções com diferentes características, auxiliando estudos paramétricos futuros.

1.3 Objetivos

O estudo que se expõe na presente dissertação insere-se num vasto conjunto de ensaios que têm sido realizados no Laboratório de Estruturas e Materiais da Universidade de Coimbra no âmbito da segurança de estruturas em situação de incêndio.

O principal objetivo deste trabalho foi o alargamento do espólio experimental que existe para colunas tubulares preenchidas com betão de elevada esbelteza. Os ensaios experimentais realizados permitem avaliar a influência que a restrição à dilatação térmica tem no comportamento dos elementos atrás referidos, assim como a sua esbelteza.

O programa experimental incluiu a realização de ensaios experimentais em colunas de aproximadamente 3 metros de comprimento em situação de incêndio. Os principais parâmetros que se fizeram variar foram a esbelteza do elemento, a dimensão da secção transversal e a rigidez da estrutura circundante. Adicionalmente ao trabalho experimental desenvolvido, foram realizados modelos numéricos que, depois de corretamente calibrados, permitiam caracterizar fielmente o comportamento dos elementos estudados. Deste modo, pretende-se que sejam generalizados os resultados obtidos para outras secções diferentes das testadas.

1.4 Projeto FRISCC

O plano de ensaios apresentado nesta dissertação encontra-se inserido num projeto europeu denominado FRISCC – Fire Resistance of Innovative and Slender Concrete Filled Tubular Composite Columns (EU RFSR-CT-2012-00025). Neste projeto, em parceria com várias instituições europeias, pretende-se desenvolver uma metodologia segura para o dimensionamento ao fogo de colunas tubulares preenchidas com betão de elevada esbelteza. Pretende-se também alargar os métodos de cálculo existentes a tipos inovadores de secções compostas (elípticas e colunas em aço tubulares preenchidas com betão e com um perfil de aço embebido no betão).

Para que sejam atingidos os fins a que este projeto se propõe estão programadas uma série de tarefas, entre as quais:

- Avaliação dos métodos de cálculo existentes, revisão das suas atuais aplicações e dos resultados de testes anteriores, com o objetivo de definir adequadamente os parâmetros testados;
- Providenciar um largo número de testes a temperaturas elevadas, modelos numéricos e regras de cálculo simplificadas. Devido à falta de resultados serão também desenvolvidos testes em colunas tubulares em aço elípticas preenchidas com betão à temperatura ambiente;
- Melhorar a exatidão de resultados e limites de aplicabilidade da EN 1994-1-2 (2011) em colunas tubulares quadradas e circulares em aço preenchidas com betão, através dos resultados experimentais obtidos e de um vasto estudo paramétrico desenvolvido;
- Alargar os métodos acima referidos a colunas tubulares elípticas e retangulares em aço preenchidas com betão e a secções inovadoras deste tipo com secções em aço embebidas no preenchimento de betão;
- Desenvolvimento de uma ferramenta de cálculo de fácil aplicação com o objetivo de aumentar significativamente a utilização das regras de cálculo desenvolvidas.

1.5 Organização

A presente dissertação é constituída por cinco capítulos principais, cujo conteúdo será brevemente exposto. No Capítulo 1, faz-se uma breve introdução ao trabalho, apresentando os seus principais objetivos e motivações. Neste capítulo, o leitor tem ainda conhecimento da estrutura do trabalho. No decorrer do Capítulo 2, é exposta a revisão bibliográfica realizada para a elaboração deste estudo. Faz-se incidir esta investigação principalmente em colunas mistas, em situação de incêndio, fazendo-se uma exposição das principais pesquisas realizadas a nível experimental e numérico nesta área. O Capítulo 3 apresenta todo o trabalho experimental realizado incidente em colunas mistas tubulares preenchidas com betão. Neste capítulo é exposta a preparação dos provetes, o sistema de ensaio, o procedimento adotado e a análise dos resultados experimentais obtidos, apontando as suas principais conclusões. No Capítulo 4, são expostas as modelações numéricas realizadas, juntamente com todos os parâmetros adoptados. São deste modo justificadas todas as opções tomadas, no que concerne à definição da sua geometria e da sua malha. São ainda esclarecidos e referidos os valores considerados para as propriedades dos materiais (térmicas e mecânicas) e para as interações dos elementos entre si. No Capítulo 5, expõem-se as principais conclusões obtidas no desenvolvimento da presente dissertação, assim como as sugestões deixadas para estudos futuros dentro desta temática. Neste capítulo analisam-se quais os resultados deste estudo e de que modo se mostram um elemento enriquecedor para desenvolvimentos futuros. Por fim, no Capítulo 6, referenciam-se todas as publicações que serviram de base para este estudo e os respetivos autores.

2 ESTADO DA ARTE

2.1 Introdução

O presente capítulo tem como objetivo apresentar a revisão bibliográfica efectuada para a realização da presente dissertação. Apresentam-se vários estudos realizados, que incidem sobre o comportamento de colunas tubulares preenchidas com betão, em situação de incêndio, expondo-se as suas principais considerações e conclusões. Numa primeira fase, é apresentado o comportamento de elementos mistos quando expostos a altas temperaturas, particularizando-se depois o comportamento dos elementos tubulares preenchidos com betão.

Para que a utilização deste tipo de solução possa ser generalizada, é necessária a existência de métodos de cálculo simplificados adequados. Estes métodos de cálculo, essenciais para o dimensionamento expedito de qualquer tipo de elemento, já existem para colunas tubulares preenchidas com betão, sendo, como já referido anteriormente, a EN 1994-1-2 (2011) a norma de referência na Europa.

A norma em vigor permite adoptar uma de três abordagens: valores tabelados, modelos de cálculo simplificado, ou modelos de cálculo avançado que permitam simular o comportamento da estrutura como um todo, de partes da estrutura ou elementos isolados. Serão detalhadamente analisados os vários métodos de cálculo simplificado sugeridos pela referida norma, evidenciando as suas fragilidades e vantagens.

2.2 Comportamento de colunas mistas em situação de incêndio

Regra geral, os elementos mistos compostos por aço e betão apresentam um bom comportamento em situação de incêndio, por tirarem partido das melhores características de ambos os materiais. No caso de colunas de aço total ou parcialmente revestidas com betão, este comporta-se não só como material resistente, mas também como material de protecção. Uma vez que a condutibilidade térmica do betão é bastante mais reduzida que a do aço, este material evita o aquecimento excessivo do perfil metálico. Por outro lado, o aço reduz a fissuração e o spalling no betão.

Em 2011, Correia e Rodrigues (2011) estudaram a influência que a restrição à dilatação axial e à rotação têm no comportamento ao fogo de um pilar misto, parcialmente revestido com betão. A restrição à dilatação axial e rotação são efeitos sentidos quando um elemento se encontra inserido numa estrutura real, razão pela qual se torna de grande utilidade a realização de investigações deste tipo, havendo ainda alguma escassez de resultados. O sistema experimental que introduz a restrição à dilatação térmica foi especialmente desenvolvido na

Universidade de Coimbra e foi utilizado igualmente no presente estudo, sendo mais à frente descrito nesta dissertação.

Os elementos estudados foram colunas compostas por perfis HEA160 e HEA200 de aço da classe S355, parcialmente revestidas por betão armado de classe C25/30, fabricado com agregados calcários. O reforço era composto por barras de aço de diâmetro 16 mm e 20 mm, respetivamente para os perfis HEA160 e HEA200. A armadura transversal era composta por estribos de diâmetro de 6 mm e 8 mm afastados de 0,15 m. Foram monitorizadas as temperaturas colocando vários termopares ao longo de várias secções transversais das colunas. Deste modo possibilitou-se obter um gradiente térmico longitudinal e transversal, como se mostra na Figura 2.1.

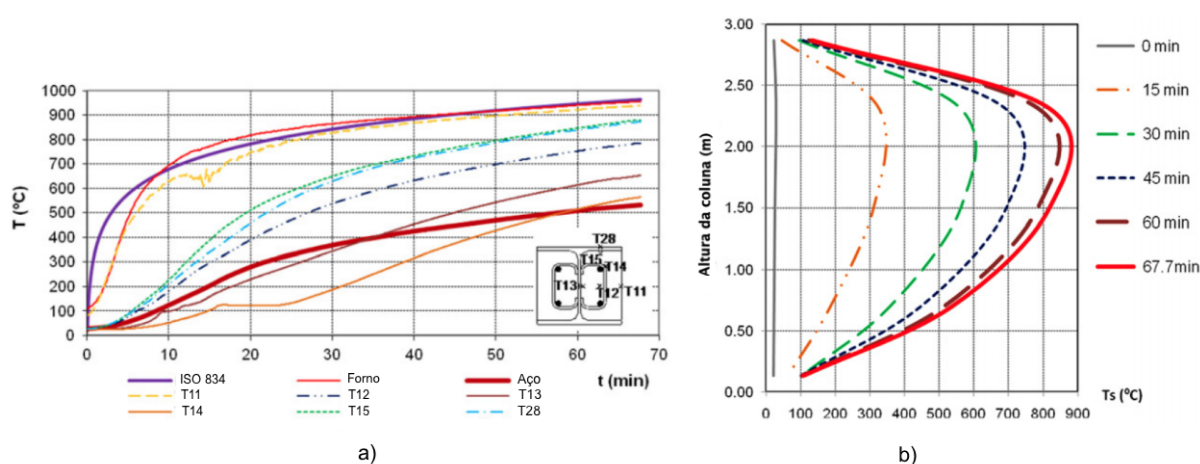


Figura 2.1 – Distribuição das temperaturas em provetes ensaiados a) Evolução das temperaturas ao longo da secção transversal e ao longo do tempo b) Distribuição da temperatura média em altura (Correia e Rodrigues, 2011)

Neste estudo, os principais parâmetros estudados foram: o nível de carregamento, os coeficientes de restrição axial e rotacional e a esbelteza da coluna.

Para que a taxa de aquecimento do forno se aproximasse da curva de incêndio padrão, o forno foi aquecido previamente com o objetivo de eliminar a inércia térmica, por esse motivo, a temperatura inicial dos ensaios foi de 120 °C. Verificou-se uma grande diferença de temperaturas entre a superfície e o interior do elemento de betão, resultado espectável devido à relativamente baixa condutibilidade térmica deste material. A temperatura média em cada secção transversal foi calculada integrando as temperaturas registadas nos termopares soldados ao elemento. A temperatura média máxima na secção transversal de aço foi verificada a uma altura de aproximadamente 2m, ligeiramente acima da secção média da coluna.

Deste estudo podem ser retiradas algumas conclusões que se mostram importantes para a caracterização do comportamento do elemento:

- A colocação de betão entre os banzos aumenta a resistência ao fogo, quando comparado com aço simples e previne a ocorrência de instabilização local nos banzos;
- O modo de rotura observado em todos os provetes foi encurvadura por flexão;
- Nos provetes ensaiados, os estribos foram soldados à alma. No entanto, esta técnica construtiva não se apresentou vantajosa em situação de incêndio, tendo sido verificado o despreendimento dos estribos da alma do perfil. Este facto leva a crer que deve ser utilizada uma técnica de construção alternativa para este tipo de colunas que passa por fazer orifícios na alma do perfil, permitindo que os estribos passem e melhorando o comportamento ao fogo da coluna;
- Para o nível de carregamento de 30%, notou-se uma grande influência das forças de restrição axial (ao contrário do verificado para o nível de carregamento de 70%), como se verifica na Figura 2.2. Foi verificada uma pequena redução do tempo crítico com o aumento da esbelteza do elemento.

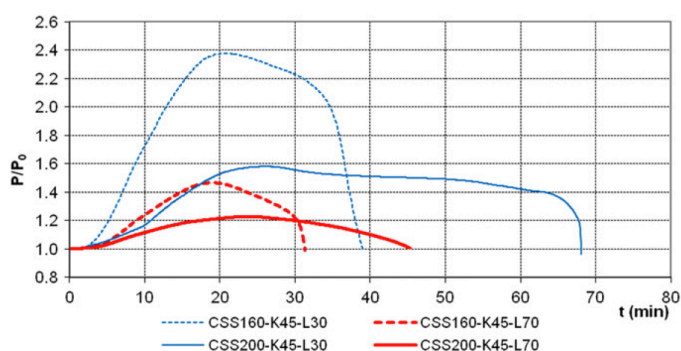


Figura 2.2 – Forças de restrição, $k_{RA}=45\text{kN/mm}$ (Correia e Rodrigues, 2011).

2.3 Comportamento de colunas tubulares em aço preenchidas com betão em situação de incêndio

2.3.1 Estudos experimentais

Em 1999, Kodur (Kodur, 1999) apresentou uma série de 75 ensaios experimentais em colunas metálicas preenchidas com betão de secção circular e quadrada, com o objetivo de desenvolver uma equação que permitisse determinar a resistência ao fogo dos elementos estudados.

A dimensão da secção transversal dos provetes circulares variou entre 141 e 406 mm e a secção transversal dos provetes quadrados variou entre 152 e 305 mm de lado. Todas os provetes tinham um comprimento de 3810 mm.

Os parâmetros estudados que se fizeram variar entre cada um dos ensaios foram: a dimensão da secção transversal, o nível de carregamento, as condições fronteira, o valor característico da resistência do betão à compressão aos 28 dias, o tipo de agregados e o tipo de reforço (betão armado, betão reforçado com fibras e betão simples). A resistência do betão à

compressão variou entre 30 e 50 MPa e o nível de carregamento entre 10% e 30% da carga de rotura à temperatura ambiente. Durante todo o ensaio a carga foi mantida constante, com o objetivo de simular uma carga de serviço semelhante à que atua num edifício real.

Obteve-se uma resistência ao fogo entre uma a duas horas, em colunas preenchidas com betão simples, sendo que para betão armado e reforçado com fibras, a sua resistência ao fogo chegou às três horas. Estes valores são muito superiores àqueles obtidos para colunas de aço simples que rondam valores na ordem dos 15 minutos. Podemos então perceber que esta é uma solução que apresenta um bom comportamento face à situação de incêndio, uma vez que apresenta uma resistência ao fogo bastante superior à generalidade das colunas que se usam na construção (aço e betão). Face à resistência apresentada, conclui-se que as colunas ensaiadas dispensam a utilização de proteção, sendo este um grande benefício do ponto de vista estético. Na Figura 2.3 apresenta-se uma comparação da resistência ao fogo obtida pela equação desenvolvida neste estudo e os ensaios experimentais realizados.

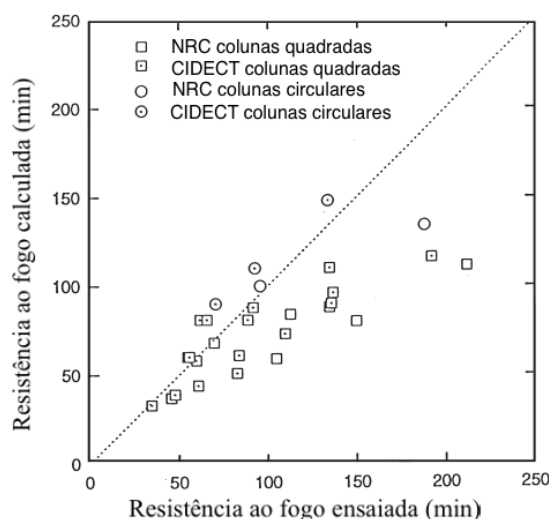


Figura 2.3 – Comparação da resistência ao fogo calculada com a obtida em ensaios experimentais para colunas preenchidas com betão armado (Kodur, 1999).

A utilização de armadura no betão diminui a ocorrência de fissuração, contribuindo também para a capacidade de carga do preenchimento. Quanto à utilização de betão reforçado com fibras, este previne a fissuração precoce do preenchimento, aumentando assim a sua resistência ao fogo. Neste estudo foram demonstradas algumas vantagens económicas e estruturais da utilização desta técnica, em oposição a betão simples ou armado. Um exemplo dessas vantagens é o facto de se poder utilizar mesmo nos casos em que a secção transversal apresenta dimensões muito reduzidas. Na generalidade dos provetes a rotura deu-se por compressão ou encurvadura, dependendo da dimensão da secção e do tipo de preenchimento.

Nos últimos anos, vários estudos foram levados a cabo na Universidade de Fuzhou na República Popular da China, por um grupo de pesquisa liderado pelo professor Han (Han,

2001; Han et al., 2002a; Han et al., 2003; Han e Huo, 2003; Han et al., 2002b). Nestas investigações, foi estudado o comportamento ao fogo de colunas de aço preenchidas com betão de secção quadrada, circular e rectangular. Na generalidade dos casos, foram estudadas colunas preenchidos com betão simples expostas à curva normalizada ISO 834 (1975) através da sua resistência residual. O programa experimental levado a cabo por estas pesquisas apresenta algumas diferenças substanciais quando comparado com estudos que haviam sido realizados previamente. São exemplos dessas diferenças a investigação de colunas rectangulares, o estudo de colunas sujeitas a cargas excêntricas e a investigação da influência que a utilização de proteção ao fogo neste tipo de elementos tem no seu comportamento. Não tem sido dada muita ênfase à investigação de elementos deste género protegidos, uma vez que estes apresentam intrinsecamente uma resistência ao fogo relativamente elevada.

Com esta pesquisa, pretendia-se publicar resultados experimentais sobre colunas tubulares preenchidas com betão de secção quadrada, rectangular e circular, analisar a influência de vários parâmetros que podem influenciar a resistência ao fogo do elemento e por fim, desenvolver fórmulas para o cálculo da resistência ao fogo e da espessura necessária do material. Os principais parâmetros testados para cada elemento foram o tipo de secção, a relação entre a espessura do tubo de aço e a dimensão da secção, a esbelteza relativa e a excentricidade relativa. Todas as colunas foram estudadas com um comprimento de 3810 mm.

Esta investigação deu origem a uma abordagem de cálculo para este tipo de secções, distinta da que é proposta na EN 1994-1-2 (2011), tendo sido essa abordagem que deu origem à norma chinesa em vigor (DBJ13-51-2003, 2003). São definidos conceitos importantes que permitem uma compreensão do comportamento deste tipo de elementos, como por exemplo o índice de resistência residual (RSI), que se define como o coeficiente entre a carga última residual correspondente ao tempo de duração do incêndio e a carga última de projeto à temperatura ambiente. Este índice aumenta à medida que aumentam as dimensões da secção transversal e diminui à medida que aumenta a esbelteza da secção e é a partir dele que se avalia a capacidade resistente do elemento em estudo. Foi também desenvolvida uma fórmula para determinar a espessura do material de proteção que parte de uma dada resistência ao fogo e permite determinar qual a espessura necessária.

Neste estudo, concluiu-se que este tipo de colunas apresenta um comportamento dúctil, devido ao preenchimento de betão. Foi também verificado que a espessura do material de proteção pode ser reduzida em cerca de 5 a 70%, em relação à espessura do material de proteção para estruturas de aço simples. Em 2003 Han et al. generalizaram estes resultados e métodos de cálculo para secções circulares (Han et al., 2003).

Em 2011, Romero et al. (Romero et al., 2011) estudaram o comportamento ao fogo de colunas tubulares esbeltas, preenchidas com betão. Neste estudo, são descritos dezasseis ensaios experimentais, nos quais são variados diferentes parâmetros, como a resistência do betão, o tipo de preenchimento e o nível de carregamento.

Os provetes ensaiados foram preenchidos com betão cujo valor característico da resistência à compressão aos 28 dias se encontrava entre os 30 e os 80 MPa. Permitiu-se assim notar a influência que a utilização de betão de alta resistência tem neste tipo de elementos. Para além disso, foi também variado o tipo de preenchimento entre betão simples, reforçado com fibras de aço, ou reforçado com barras de aço, assim como o nível de carregamento que foi variando entre 20%, 40% e 60% da carga de encurvadura à temperatura ambiente.

As características geométricas das colunas não variaram nos diferentes testes. Foram ensaiadas colunas com 3180 mm de altura, 159 mm de diâmetro e 6 mm de espessura da parede do tubo, características que correspondem a uma esbelteza relativa superior a 0,6; valor bastante elevado.

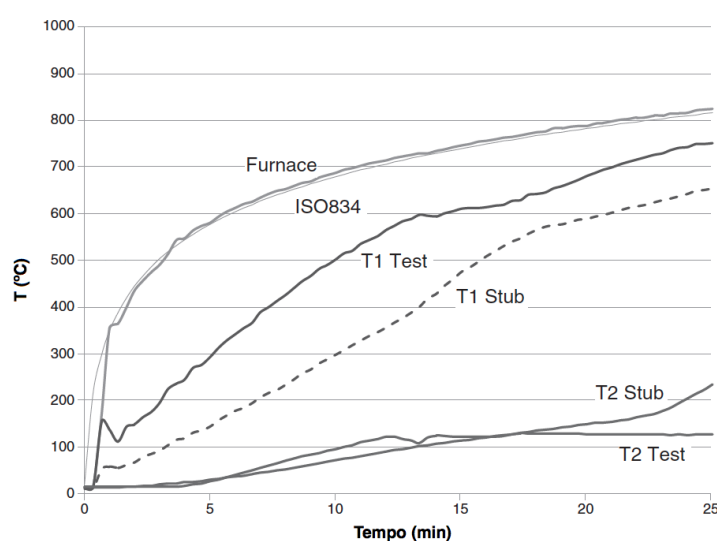


Figura 2.4 – Comparação de temperaturas entre colunas esbeltas e curtas (Romero et al., 2011).

Neste estudo, percebeu-se que colunas esbeltas têm uma resistência ao fogo mais baixa, principalmente quando sujeitas a níveis de carga elevados. Para além desse aspeto, concluiu-se que a utilização de betão de alta resistência não leva a um melhor comportamento ao fogo (refira-se que os elementos preenchidos com betão de alta resistência são ensaiados com cargas superiores). Para o caso particular de $f_c=80$ MPa e $\mu=0,4$, a resistência do betão em comparação com uma secção oca, apenas afectou a distribuição de temperaturas, não afectando a resistência mecânica durante o ensaio ao fogo, como se pode verificar na Figura 2.4. Para colunas esbeltas preenchidas com betão de alta resistência, não se verificou a ocorrência de spalling, provavelmente devido ao comprimento reduzido dos provetes e à dimensão reduzida da secção transversal. O preenchimento de elementos com betão armado em alternativa ao betão simples levou a uma resistência ao fogo superior, em oposição ao que se verificou para um preenchimento com fibras de aço. Deve-se notar que este resultado não confirmou os resultados obtidos em estudos anteriores (Kodur, 1999).

Esta investigação apresentou também uma comparação dos resultados com as previsões que podem ser obtidas pela EN 1994-1-2 (2011). Esta norma apenas permite calcular a resistência ao fogo de colunas preenchidas com betão de classes entre C20/25 e C50/60. Por esta razão, apenas se aplicou este método de cálculo a colunas preenchidas com betão com uma resistência à compressão inferior a 50 MPa. Baseados em estudos realizados previamente por outros autores (Aribert et al., 2008), adoptou-se o método de cálculo geral proposto na cláusula 4.3.5.1 da EN 1994-1-2 (2011). Este método mostra-se ser mais adequado, embora os coeficientes de redução da rigidez à flexão ainda não estejam descritos na mesma norma para este tipo de elementos. Estes coeficientes pretendem ter em conta o efeito de tensões térmicas causadas pela distribuição não uniforme de temperaturas ao longo da secção transversal. Uma vez que a EN 1994-1-2 (2011) não indica os valores que devem ser utilizados em colunas deste género, implica que estes sejam considerados iguais à unidade (Lennon et al., 2007).

A norma em vigor (EN 1994-1-2, 2011) não apresenta métodos de cálculo simplificados que permitam estimar a distribuição de temperaturas ao longo da secção transversal, sendo esta uma das suas principais lacunas. Por este motivo, foram utilizadas as temperaturas obtidas pelos termopares durante a modelação experimental, de modo a que se pudesse posteriormente aplicar o método de cálculo indicado.

De um modo geral Romero et al. (2011) perceberam que a EN 1994-1-2 (2011) apresenta algumas imprecisões ao prever a carga de encurvadura de secções em aço tubulares preenchidas com betão, sujeitas a altas temperaturas.

2.3.2 Estudos numéricos

Em 2003, Zha (2003) publicou um estudo numérico com o objetivo de aferir a resistência de colunas circulares preenchidas com betão. Neste estudo, foi determinada a temperatura da secção transversal, através do programa *FIRES-T*. Este software de cálculo foi desenvolvido no Departamento de Engenharia Civil da Universidade da Califórnia na cidade de Berkley pelos investigadores Beck et al. (1974). Neste programa, foi utilizada uma distribuição de temperaturas considerando a temperatura uniforme ao longo do comprimento da coluna. Por sua vez, a análise estrutural foi realizada por um programa que aplica o Método de Elementos Finitos, *DYNA3D*, desenvolvido pelos investigadores Whirley e Engelmann (1993).

O campo de aquecimento é um problema altamente não linear, uma vez que a temperatura é dependente das propriedades térmicas dos materiais. Por esta razão, adoptou-se uma análise numérica bidimensional, diminuindo o esforço de cálculo computacional. Na Figura 2.5 mostra-se a distribuição típica de temperaturas ao longo de uma secção transversal. A temperatura aumentou com o tempo mas diminuiu com a distância à superfície mais exterior do betão.

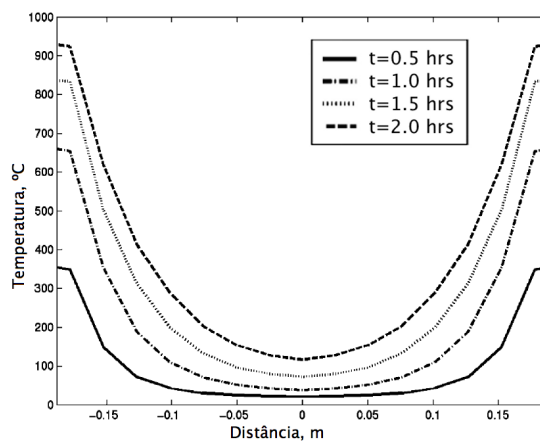


Figura 2.5 – Distribuição de temperaturas ao longo do diâmetro em diferentes instantes (diâmetro=0.356 m, espessura da parede=0.010 m) (Zha, 2003).

Para as propriedades mecânicas do aço, foi adotado o modelo proposto por Witteveen et al. (Witteveen et al., 1977), uma vez que este método inclui o efeito da deformação a temperaturas elevadas. Quanto às propriedades mecânicas do betão, foi aplicada a teoria desenvolvida por Hakserver (Schneider e Hakserver, 1976). Também este modelo inclui o efeito da deformação a temperaturas elevadas. Note-se que este material apresenta um comportamento térmico complicado, principalmente no que toca à expansão térmica uma vez que esta característica não mostra um desenvolvimento linear com a temperatura.

A análise do comportamento estrutural do elemento foi realizada utilizando o programa DYNA3D (1993). Na modelação numérica dos elementos, ambas as condições de apoio foram consideradas rotuladas. Tomando-se partido dessa simetria para diminuir o esforço de cálculo computacional, analisou-se apenas um quarto do elemento. A fim de ter em consideração o efeito das imperfeições geométricas iniciais em colunas, adoptou-se um valor de $L/1000$ do comprimento.

Analisando os resultados obtidos neste estudo, podem observar-se 3 etapas distintas que caracterizam a deformação da coluna. Na primeira etapa, observa-se uma expansão do elemento, sendo a deformação dominada pela expansão térmica dos materiais e registando-se um aumento do deslocamento com o tempo. Na segunda etapa, nota-se uma recuperação do elemento, sendo desta feita a deformação controlada pela compressão, tendência que se deve ao amolecimento do aço e que é consequência da sua exposição a altas temperaturas. Contrariando a etapa anterior, o deslocamento começa a diminuir com o aumento do tempo. Na terceira etapa, é dado o colapso do elemento. A resistência do betão que se encontra próximo da superfície exposta ao fogo é substancialmente reduzida e a coluna não suporta a carga aplicada.

Pode então concluir-se que a redução da resistência do material devido a altas temperaturas, combinada com as tensões de compressão do lado exposto ao fogo devido à carga axial

aplicada e a encurvadura total, levam à rotura da coluna. Aumentar a resistência à temperatura ambiente das componentes de aço e betão e aumentar o reforço, aumenta a resistência ao fogo.

Em 2007, Ding e Wang (Ding e Wang, 2008) realizaram um estudo baseado em modelação numérica com o objetivo de aferir o comportamento térmico e estrutural de colunas tubulares preenchidas com betão, quando expostos ao fogo. Para este efeito foi utilizado o programa *ANSYS* (2004).

Uma vez que a ação térmica provocada pelo incêndio é considerada uniforme ao longo do seu comprimento, foi modelada a distribuição de temperaturas utilizando uma ferramenta de cálculo bidimensional. Com esta medida, diminuiu-se o esforço de cálculo substancialmente.

Distintamente do que acontece com a análise da distribuição de temperaturas, a resistência ao fogo é calculada por um modelo tridimensional. O objetivo principal deste estudo é verificar o campo de aplicação do programa *ANSYS* (2004) e examinar o efeito de diversos parâmetros que podem influenciar o comportamento dos elementos testados. Foi analisado o efeito de variáveis, como a resistência térmica do espaço entre o aço e o betão, o deslizamento entre o tubo de aço e o betão e o modelo tensão/extensão do betão a altas temperaturas. Apenas foi analisado um quarto da secção transversal da coluna, como se pode ver na Figura 2.6.

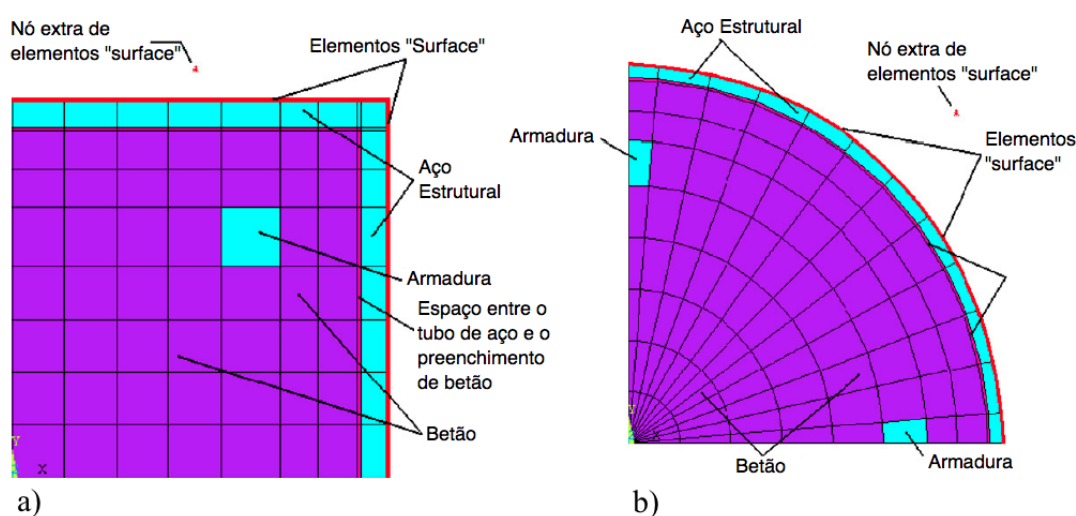


Figura 2.6 – Malhas de elementos finitos em quartos de secção de colunas preenchidas com betão para análise térmica, a) secção retangular; b) secção circular (Ding e Wang, 2008).

Como referido anteriormente, a simulação do comportamento térmico da secção transversal foi realizada por um modelo bidimensional, que permitiu considerar o efeito da convecção térmica e radiação do gás em volta do elemento. Como condições fronteira térmicas foi considerado que toda a superfície estava exposta ao fogo.

Pode vir a formar-se uma zona de ar entre as superfícies de betão e de aço, devido à diferença de valores do coeficiente de expansão térmica para os dois materiais, efeito que provoca a sua separação. A zona de contacto entre o aço e o betão pode ser representada pela sua resistência térmica, parâmetro que neste estudo foi definido por l/λ em que l é a espessura do espaço e λ a condutibilidade térmica efetiva do ar. Devido à dificuldade que existe em determinar estes parâmetros, os autores consideraram que o espaço entre o aço e o betão tem uma espessura de 1mm. O contacto entre o tubo de aço e o preenchimento de betão é simulado no programa de cálculo como sendo do tipo “*surface-to-surface*”. A modelação realizada foi tridimensional e como se tratam de secções simétricas, apenas foi simulada metade da coluna.

Alguns dos parâmetros que devem ser inseridos no modelo numérico e que têm uma grande influência na previsão do seu comportamento mostraram-se difíceis de prever. Por este motivo, grande parte destas grandezas foram assumidas, como por exemplo o escorregamento entre o tubo de aço e o betão, o espaço entre o aço e o betão, as imperfeições geométricas iniciais, e as propriedades do betão. Para que o encurtamento da coluna possa ser simulado, é necessário que se considere o deslizamento entre as superfícies dos dois materiais.

Pode-se assim concluir que a consideração da existência de escorregamento entre o tubo de aço e o preenchimento de betão tem apenas uma pequena influência nos resultados obtidos, apesar disso, melhora a exatidão de resultados. Ao introduzir um espaço entre o tubo de aço e o preenchimento de betão, são obtidos resultados que mais se aproximam daqueles obtidos por modelações experimentais (aumentar a temperatura do tubo de aço e diminuir a temperatura do preenchimento de betão leva a uma resistência ao fogo superior). As imperfeições geométricas têm uma pequena influência nos resultados pelo que é aceitável o valor de $L/1000$.

No ano de 2010, Espinos et al. (2010) realizaram um estudo numérico que incide sobre colunas tubulares de secção circular preenchidas com betão expostas à ação de incêndio. No âmbito desta pesquisa, foi desenvolvido um modelo numérico tridimensional usando o programa de Elementos Finitos *ABAQUS*. Os principais parâmetros que se fizeram variar neste estudo foram: o comprimento da coluna, o diâmetro externo, a espessura da parede do tubo de aço, a excentricidade da carga, as condições de apoio e o nível de carregamento, analisando assim a influência que estas variáveis têm no comportamento dos elementos em causa. Os autores realizaram também uma análise de sensibilidade, com o objetivo de avaliar a influência que os vários parâmetros adoptados têm no resultado final dos ensaios.

Apenas foi modelado um quarto da coluna em estudo para os provetes cujas condições fronteira são simétricas (rotuladas-rotuladas ou encastradas-encastradas), tirando partido desta simetria com vista a poupar esforço de cálculo computacional. Para as amostras cujas condições fronteira não são simétricas (rotuladas-encastradas), foi modelado todo o comprimento da coluna e apenas metade da secção.

Na modelação numérica do preenchimento de betão, foram usados elementos sólidos 3D. Quanto à simulação das barras de reforço, foram utilizados elementos de dois nós. As propriedades dos materiais foram simuladas usando vários parâmetros distintos, baseados em vários estudos prévios. Para ter em conta o efeito das imperfeições geométricas iniciais, foi introduzido o valor de $L/1000$, como aconselhado por vários autores.

Foram utilizados dois modelos de cálculo distintos: um modelo para simular a transferência de calor e um modelo com vista a simular o comportamento mecânico do elemento. O recurso a esta ferramenta levou a uma diminuição substancial no tempo de cálculo necessário. O elemento em estudo foi submetido a aquecimento segundo a curva de incêndio normalizada: *ISO 834 (1975)*. O contacto entre o aço e o betão foi considerado utilizando a teoria de Coulomb, com um coeficiente de atrito igual a 0,3. Quanto à condutibilidade térmica do espaço entre o betão e o aço, foi adoptado um valor de 200 W/m^2 . Este foi um aspeto ignorado por alguns autores em estudos anteriores e que mostra alguma influência nos resultados finais. Outro ponto importante que foi tido em conta neste estudo, foi o teor de humidade do betão. Baseado em estudos antecedentes, é sabido que o betão com agregados calcários retém mais humidade que o betão com agregados silicosos, por este motivo foram utilizados valores para o teor de humidade de 10% e 3 %, respetivamente.

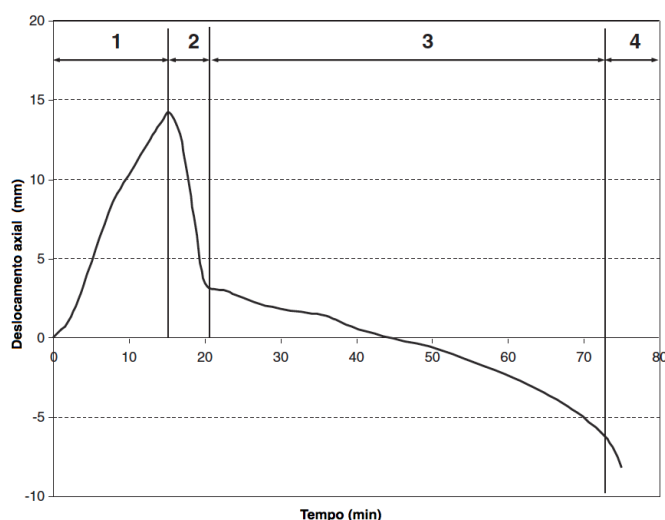


Figura 2.7 – Deslocamento axial em função do tempo (Espinos et al., 2010)

Analisando os resultados deste estudo, os autores definiram 4 fases no comportamento das colunas durante a sua exposição ao incêndio, como apresentado na Figura 2.7. Na primeira fase, o tubo de aço aquece mais rapidamente, devido à sua elevada condutibilidade térmica, expandindo mais rapidamente do que o betão, que perde o contacto com a chapa de carga até ser atingida a temperatura crítica do aço. Na segunda fase, dá-se a cedência do tubo e este começa a encurtar, permitindo novamente o contacto entre a chapa de carga e o preenchimento dando-se então a transmissão de carga para o betão. Na terceira fase existe uma inversão do coeficiente de força axial até o betão se tornar o principal elemento

resistente. Assiste-se a uma degradação lenta das propriedades deste material, à medida que a temperatura avança pela secção transversal. Na quarta fase, o betão perde completamente a sua resistência e rigidez dando-se a rotura do elemento.

Teoricamente, os modelos que foram testados experimentalmente apresentavam condições birotuladas no entanto, na modelação numérica foi obtida uma melhor aproximação de resultados considerando condições encastradas-rotuladas. A explicação para este facto pode estar na existência de alguma rigidez rotacional que se torna impossível de eliminar experimentalmente. Começa a verificar-se a existência de spalling no betão de resistência superior a 40MPa .

Alguns testes indicam que a cedência se deu por compressão e não por encurvadura, o que sugere a existência de fissuras, efeito que o modelo numérico não pode prever. Como se pode verificar pela Figura 2.8, os modelos numéricos desenvolvidos apresentam uma boa aproximação com os resultados experimentais.

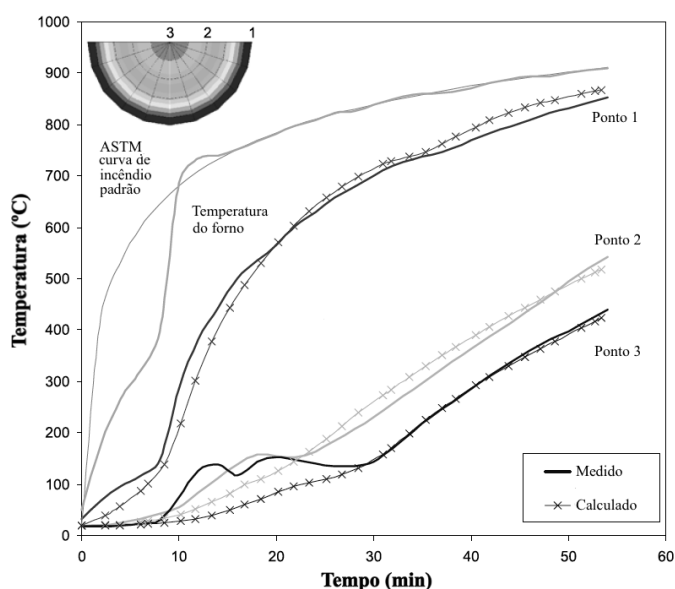


Figura 2.8 – Comparação entre as temperaturas medidas e calculadas (Espinosa et al., 2010).

Neste estudo, foi realizada uma extensa análise de sensibilidade com incidência em fatores como o modelo de atrito, o valor da condutibilidade térmica no espaço entre a superfície de aço e betão, as imperfeições geométricas iniciais, a expansão térmica e mecânica dos materiais a temperaturas elevadas, densidade e mistura do betão e o tipo de reforço.

Com o objetivo de analisar a influência que a consideração de diferentes modelos de atrito entre as superfícies de contacto tem nos resultados finais, os modelos numéricos foram simulados aplicando a teoria de Coulomb, o deslizamento completo e o contacto rugoso. São obtidos resultados semelhantes nas duas primeiras hipóteses, sendo que o coeficiente de atrito

não interfere nos resultados e existe de facto deslizamento devido aos diferentes coeficientes de expansão térmica, como anteriormente já se tinha referido.

Numa primeira aproximação, considerou-se que a condutibilidade térmica do espaço livre entre o aço e o betão era igual a um valor constante de $200 \text{ W/m}^2\text{K}$, como sugerido por Ding-Wang (Ding e Wang, 2008). Considerou-se alternativamente que a condução térmica do ar entre as duas superfícies dependia da temperatura, como sugerido por Ghojel (Ghojel, 2004). Paralelamente, foi também considerada a existência de um contacto térmico perfeito entre o aço e o betão, isto é, considerando que a temperatura na superfície interior de aço e na superfície exterior de betão seria a mesma. As duas primeiras abordagens apresentam resultados razoáveis, sendo a proposta de Ghojel a que melhor estima o comportamento do elemento. Considerar um contacto térmico perfeito entre os dois materiais sobrestima o campo de temperaturas.

Quanto às imperfeições geométricas iniciais, percebeu-se que os valores ótimos a serem utilizados se encontravam entre $L/1000$ e $L/2000$. A densidade do betão foi considerada de 2300 kg/m^3 .

Neste estudo, foram evidenciadas várias limitações da norma europeia em vigor (EN 1994-1-2, 2011), defendendo que há uma necessidade de que esta seja revista.

2.4 Avaliação da resistência ao fogo segundo a EN 1994-1-2 (2011)

2.4.1 Modelos de cálculo simplificados

Os métodos de cálculo simplificados são os que geralmente apresentam uma melhor relação entre a exatidão do resultado e o esforço de cálculo necessário. Na norma em discussão são apresentadas duas possibilidades de cálculo que à frente se estudarão. Estas abordagens de cálculo apresentam geralmente resultados conservadores quando comparados com resultados experimentais ou métodos avançados de cálculo.

2.4.1.1 Método geral para colunas mistas proposto na cláusula 4.3.5.1 da EN 1994-1-2 (2011)

Esta abordagem aconselha que o valor de cálculo da resistência à encurvadura da coluna seja dado por:

$$N_{fi,Rd} = \chi N_{fi,pl,Rd} \quad (1)$$

Em que χ é o coeficiente de redução correspondente ao modo de encurvadura mais relevante e que é dado pela curva fornecida na EN 1993-1-1 (2010), cláusula 6.3.1 e que depende da esbelteza normalizada do elemento. Este método é semelhante ao indicado para o cálculo da capacidade resistente do elemento à temperatura ambiente (EN 1994-1-1, 2011), mudando a

curva de encurvadura indicada (curva “a” para a temperatura ambiente e curva “c” para a situação de incêndio, para colunas tubulares preenchidas com betão).

O valor de cálculo da resistência plástica à compressão axial em situação de incêndio é dada por:

$$N_{fi,pl,Rd} = \sum_j (A_{a,\theta} f_{a,max,\theta}) / \gamma_{M,fi,a} + \sum_k (A_{s,\theta} f_{s,max,\theta}) / \gamma_{M,fi,s} + \sum_m (A_{c,\theta} f_{c,\theta}) / \gamma_{M,fi,c} \quad (2)$$

Em que $A_{i,\theta}$ é a área de cada elemento da secção transversal correspondendo os índices “a”, “s” e “c” às áreas dos perfis de aço, dos elementos de reforço e do preenchimento de betão, respetivamente. $\gamma_{M,fi,i}$ são os coeficientes parciais de segurança para os materiais em situação de incêndio.

Também a rigidez à flexão efetiva pode ser calculada pela seguinte expressão:

$$EI_{fi,eff} = \sum_j (\varphi_{a,\theta} \bar{E}_{a,\theta} I_{a,\theta}) + \sum_k (\varphi_{s,\theta} \bar{E}_{s,\theta} I_{s,\theta}) + \sum_m (\varphi_{c,\theta} \bar{E}_{c,sec,\theta} I_{c,\theta}) \quad (3)$$

Em que $I_{i,\theta}$ é o momento de inércia de cada elemento da secção transversal e $\bar{E}_{c,sec,\theta}$ é o valor característico para o módulo secante do betão em situação de incêndio. $\varphi_{i,\theta}$ é o fator de redução da rigidez à flexão, dependente do efeito das tensões geradas por ações térmicas. Para secções tubulares cheias com betão, estes fatores não se encontram ainda desenvolvidos e essa é a principal limitação desta abordagem de cálculo, uma vez que são geralmente admitidos iguais à unidade.

Após calcular a resistência à flexão, é possível calcular a carga crítica de Euler, em situação de incêndio, do seguinte modo:

$$N_{fi,cr} = \pi^2 (EI)_{fi,eff} / l_\theta^2 \quad (4)$$

Em que l_θ é o comprimento de encurvadura da coluna em situação de incêndio. Assim, é então por fim calculada a esbelteza normalizada do elemento, que permite calcular o coeficiente de redução χ nas curvas de encurvadura através da seguinte expressão:

$$\bar{\lambda}_\theta = \sqrt{N_{fi,pl,R} / N_{fi,cr}} \quad (5)$$

Em que $N_{fi,pl,R}$ é o valor dado pela equação (2) quando os fatores $\gamma_{M,fi,i}$ são considerados iguais à unidade. Encontram-se assim determinados todos os valores necessários para o cálculo da carga de encurvadura em situação de incêndio.

2.4.1.2 Método simplificado proposto no Anexo H da EN 1994-1-2 (2011)

O método simplificado disponível no anexo H da EN 1994-1-2 (2011) permite calcular o valor de cálculo da resistência de uma secção tubular cheia com betão em compressão axial e em situação de incêndio. Tal como no método anteriormente exposto, também este exige que

seja conhecida a distribuição de temperaturas ao longo da secção transversal. A determinação deste valor é remetida para os métodos de cálculo avançados.

Para obter o valor de cálculo da carga de encurvadura de uma coluna totalmente exposta ao fogo, a metodologia de cálculo aconselha a seguinte expressão:

$$N_{fi,Rd} = N_{fi,cr} = N_{fi,pl,Rd} \quad (6)$$

Em que $N_{fi,Rd}$ é o valor de cálculo da carga de encurvadura de uma coluna em situação de incêndio e $N_{fi,cr}$ a carga crítica de encurvadura de Euler em situação de incêndio calculada por:

$$N_{fi,cr} = \pi^2 [E_{a,\theta} I_a + E_{c,\theta} I_c + E_{s,\theta} I_s] / l_{\theta}^2 \quad (7)$$

$N_{fi,pl,Rd}$ é o valor de cálculo da resistência plástica à compressão axial de toda a secção transversal e pode ser calculado por:

$$N_{fi,pl,Rd} = A_a \sigma_{a,\theta} / \gamma_{M,fi,a} + A_c \sigma_{c,\theta} / \gamma_{M,fi,c} + A_s \sigma_{s,\theta} / \gamma_{M,fi,s} \quad (8)$$

Para ser determinada a capacidade resistente da coluna é necessário realizar um processo iterativo até que ambas as expressões cheguem ao mesmo valor, encontrando assim o valor de convergência.

Tal como os restantes métodos apresentados, também este apresenta algumas limitações que podem ser apontadas como por exemplo, a sua complexidade de aplicação, assim como a insegurança dos seus resultados quando a esbelteza adimensional dos elementos ultrapassa o valor de 0,4, como provaram Renaud et al. (Renaud et al., 2004). Para além disso, este método apenas deve ser aplicado a colunas que cumpram os seguintes requisitos: comprimento de encurvadura menor do que 4,5 m, diâmetro da secção transversal entre 140 mm e 400 mm, classes de resistência do betão entre C20/25 e C40/50 e resistência ao fogo inferior a 120 min.

2.5 Estudo e discussão da EN 1994-1-2 (2011)

2.5.1 Cálculo da distribuição de temperaturas na secção transversal

Em todos os procedimentos apresentados na EN 1994-1-2 (2011) é necessário que o projetista obtenha previamente a distribuição de temperaturas na secção. Contudo, na referida norma não existe qualquer processo de cálculo simplificado que permita a determinação dessa distribuição de forma expedita. Com o objetivo de preencher esta lacuna, vários estudos foram levados a cabo por diversos autores (Espinos et al., 2012; Lawson e Newton, 1996).

Espinos et al. (2012) desenvolveram um método de cálculo simplificado com o objetivo de facilitar a abordagem do problema. A sua proposta de cálculo tem como propósito a obtenção de uma temperatura uniforme para o betão e uma temperatura uniforme para o aço, que

conduzam à mesma resistência ao fogo da distribuição de temperatura real. Esta abordagem facilita o cálculo posterior da resistência ao fogo da coluna.

2.5.1.1 Cálculo da temperatura equivalente para o preenchimento de betão

Para o cálculo da temperatura do preenchimento de betão, os autores (Espinós et al., 2012) propõem a divisão da secção em várias camadas. Após a discretização da secção (que é tão mais exata quanto maior for o número de camadas), pode ser adotada uma abordagem baseada na resistência plástica ou alternativamente, uma abordagem baseada na rigidez à flexão.

Em ambos os casos, o objetivo é determinar os coeficientes de redução k_c , e k_{Ec} . Calculados estes coeficientes de redução, é possível determinar a temperatura equivalente na secção transversal. Conservadoramente, assume-se que a temperatura na secção transversal é a temperatura máxima obtida pelos dois métodos. Por uma questão de facilidade de aplicação, a expressão foi adaptada a várias secções diferentes e foi posteriormente adaptada uma curva de regressão linear.

O desenvolvimento de uma fórmula única para determinar a temperatura equivalente no preenchimento de betão tornou este processo facilmente programável. Esta expressão é válida para qualquer período de tempo:

$$\theta_{c,eq} = -186.44 + 5.764R - 0.026R^2 + 22.577 A_m/V - 0.32(A_m/V)^2 + 0.14R \cdot A_m/V \quad (9)$$

Também foi desenvolvido um método simplificado com valores tabulares para determinar a temperatura na secção transversal por Lawson e Newton (Lawson e Newton, 1996). Neste método é utilizada a distribuição de temperaturas de um elemento base (uma laje de betão de comprimento infinito aquecida pela curva normalizada ISO 834 (1975) em um lado) e são utilizados dois coeficientes que têm em conta o efeito da diferente distribuição de calor, por se tratar de uma secção circular ou quadrada e também o efeito do tubo de aço.

2.5.1.2 Cálculo da temperatura equivalente para o tubo de aço

Para a determinação da temperatura equivalente no tubo de aço, Espinós et al. (Espinós et al., 2012) usaram diretamente a análise numérica. Esta simplificação foi adotada devido à elevada condutibilidade térmica do aço que leva a uma distribuição de temperaturas praticamente uniforme.

Foi desenvolvida uma equação para determinar a temperatura equivalente no tubo de aço (alternativamente pode-se recorrer a valor tabelados desenvolvidos pelos autores, em (Espinós et al., 2012)):

$$\theta_{a,eq} = 342.1 + 10.77R - 0.44R^2 + 3.922 A_m/V - 0.025R \cdot A_m/V \quad (10)$$

O anteriormente referido método desenvolvido por Lawson e Newton (Lawson e Newton, 1996), permite também a determinação da temperatura no tubo de aço.

2.5.2 Coeficientes de redução da rigidez à flexão

As limitações encontradas na norma em estudo (EN 1994-1-2, 2011) estão fortemente ligadas à falta de estudos que permitam determinar adequados coeficientes de redução para a rigidez à flexão de estruturas compostas. Vários estudos prévios (Espinós et al., 2010; Espinós et al., 2012) chegaram a esta conclusão, por métodos numéricos e analíticos. Percebeu-se que a utilização destes coeficientes iguais à unidade leva muitas vezes a resultados desadequados da realidade, sendo por vezes antieconómicos e outras vezes inseguros. Estes resultados mostram-se tanto mais inseguros quanto maior for o comprimento de encurvadura das colunas.

Os resultados pouco exatos obtidos pela norma em discussão (EN 1994-1-2, 2011) também foram associados por outros autores (Aribert et al., 2008; Wang, 2000; Wang, 1997) à curva de encurvadura pouco adequada que esta aconselha. Deste modo, também a curva de encurvadura a ser aplicada no método de cálculo simplificado da EN 1994-1-2 (2011), deve ser revista.

Espinós et al. (Espinós et al., 2012) desenvolveram um estudo paramétrico que permitiu a adoção de alguns valores mais adequados, tendo em consideração que o elemento em estudo se encontra exposto à curva ISO 834 (1975).

Para o betão, é aconselhado que se use o valor do coeficiente de redução para a resistência à flexão, $\varphi_{c,\theta}=0,8$ quando utilizado o valor da rigidez tangencial inicial (assumido como 3/2 do valor do módulo secante do betão). Este valor foi proposto por outros autores em estudos anteriores (Aribert et al., 2008) e é também utilizado no Anexo G da EN 1994-1-2 (2011) para colunas compostas com betão entre os banzos. Por outro lado, se for utilizado o valor do módulo secante do betão, o coeficiente $\varphi_{c,\theta}$ deve ser assumido igual a 1,2. O coeficiente de redução da rigidez à flexão do tubo de aço será determinado através dos modelos numéricos disponíveis, assumindo que a contribuição do betão é conhecida.

Os dados numéricos foram usados para estimar o valor do coeficiente de encurvadura χ^{NUM} :

$$\chi^{NUM} = \frac{N_{fi,Rd}^{NUM}}{N_{fi,pl,Rd}} \quad (11)$$

Em que $N_{fi,Rd}^{NUM}$ é a resistência à encurvadura obtida numericamente e $N_{fi,pl,Rd}$ é a resistência plástica teórica da secção transversal. Este valor foi posteriormente utilizado para estimar o valor da esbelteza relativa da coluna, quando sujeita a temperaturas elevadas, λ_{fi}^{NUM} . Refira-se que para este efeito foi utilizada a curva de encurvadura “a”, por se ter provado ser mais exata nos seus resultados (Wang, 1997). Usando o valor da esbelteza adimensional calculada, pode ser calculada a carga crítica de Euler:

$$N_{fi,cr}^{NUM} = \frac{N_{fi,pl,R}}{(\lambda_{\theta}^{NUM})^2} \quad (12)$$

Reúnem-se deste modo as condições necessárias para determinar o valor da rigidez à flexão efetiva em situação de incêndio:

$$(EI)_{fi,eff}^{NUM} = \frac{N_{fi,cr}^{NUM} \cdot I_0^2}{\pi^2} = \sum_j (\varphi_{a,fi} E_{a,fi} I_{a,fi}) + \sum_m (\varphi_{c,fi} E_{c,fi} I_{c,fi}) \quad (13)$$

Posto isto, é possível determinar o coeficiente de redução da rigidez à flexão para o tubo de aço, $\varphi_{a,fi}$:

$$\varphi_{a,fi} = \frac{(EI)_{fi,eff}^{NUM} - \sum_m (\varphi_{c,fi} E_{c,fi} I_{c,fi})}{E_{a,fi} I_{a,fi}} \quad (14)$$

Tendo sido calculado o coeficiente para várias colunas estudadas no estudo paramétrico, os autores do estudo perceberam que este coeficiente de redução dependia de modo complexo de inúmeras variáveis que influenciam o problema, como a esbelteza do elemento, a esbelteza da secção transversal (D/t) e o fator de forma (A_m/V).

Esta forte dependência faz com que não seja viável transcrever este fator com apenas um valor ou uma expressão analítica simples. Foi então desenvolvida uma equação dependente de todos esses fatores sendo posteriormente desenvolvidos dados tabulares.

A equação desenvolvida apresenta-se na forma de um produto de três coeficientes, em que cada um deles representa a influência que cada um destes fatores tem no coeficiente de redução em estudo:

$$\varphi_{a,\theta} = \varphi_{a,\theta 1}(D/t) \cdot \varphi_{a,\theta 2}(A_m/V) \cdot \varphi_{a,\theta 3}(l_{\theta}/D) \quad (15)$$

Após uma cuidada análise do impacto que os vários coeficientes assumem na expressão, esta foi desenvolvida para a seguinte forma:

$$\varphi_{a,\theta} = \varphi_{a,\theta 1}(D/t) \times (2,747 - 1,48 \cdot (A_m/V)^{0,08}) \times (0,0813 + 0,0133 \cdot (l_{\theta}/D)^{1,087}) \leq 1 \quad (16)$$

Os valores do coeficiente de redução parcial $\varphi_{a,\theta}$ encontram-se tabelados no Quadro 2.1.

Quadro 2.1 Valores do coeficiente de redução parcial do aço $\varphi_{a,\theta}$ a incluir na equação (16), em (Espinos et al., 2012).

D/t	$\varphi_{a,\theta}$
<15	0.75
15-35	1
35-45	1.25
>45	2.5

Alternativamente, foi desenvolvido um método de cálculo mais simples que permite um cálculo expedito do coeficiente de redução $\varphi_{a,\theta}$. Neste método, o valor do coeficiente de redução depende dos valores do fator de forma, A_m/V , e da esbelteza relativa a temperaturas elevadas (l_θ/D). Estes valores encontram-se no Quadro 2.2.

Quadro 2.2 Valores do coeficiente de redução para o tubo de aço, em (Espinós et al., 2012).

l_θ/D	$A_m/V (m^{-1})$			
	<10	10-15	15-20	>20
12	0.4	0.35	0.3	0.25
24	-	0.5	0.5	0.4
36	-	-	0.7	0.7
46	-	-	-	1

Posto isto, é possível determinar o valor de cálculo da resistência da coluna à compressão. O método de cálculo proposto por Espinós et al. (Espinós et al., 2012) tem os seguintes limites de aplicação:

- comprimento de encurvadura em situação de incêndio: $l_\theta/D < 50$ e $l_\theta < 10 m^{-1}$;
- diâmetro da secção transversal entre $139.7 mm$ e $508 mm$;
- betão de resistência normal de classes entre C20/25 e C40/50;
- resistência ao fogo inferior a $120 min$.

2.6 Considerações finais

No presente capítulo foi apresentado, de forma sucinta, o desenvolvimento da investigação que tem sido levada a cabo para colunas mistas de aço e betão, particularmente do tipo tubulares preenchidas com betão. Foi também apresentado o método de cálculo proposto na norma em vigor na Europa (EN 1994-1-2, 2011). Ao longo dos últimos anos, vários estudos têm sido desenvolvidos que evidenciam algumas das principais limitações dos métodos de cálculo propostos na norma. Vários estudos apresentam adaptações do método que melhoram a qualidade dos seus resultados enquanto outros apresentam abordagens distintas.

Tendo em conta as conclusões dos vários estudos apresentados, pode perceber-se que existem alguns parâmetros comuns à maioria e que influenciam fortemente o comportamento que este tipo de elementos apresenta face a uma situação de incêndio. Percebeu-se esta influência quer através de modelação experimental, quer através de modelação numérica. São exemplos destas características: o espaço entre o tubo de aço e o preenchimento de betão, a dimensão da secção transversal, o tipo de reforço, a percentagem de preenchimento, o nível de carregamento, o comprimento de encurvadura, entre outros.

O espaço de contacto entre o tubo de aço e a superfície de betão é uma variável que muito influencia o comportamento dos elementos e que ainda não é totalmente conhecida.

Experimentalmente é um parâmetro muito difícil de compreender e avaliar uma vez que não é de medição fácil. Por isso, é através de simulações numéricas que se tenta entender de que modo se comporta esta variável ao longo do tempo de aquecimento da estrutura. Os vários estudos que se enumeraram neste capítulo indicam que o comportamento que melhor caracteriza o elemento é o desprendimento de ambos os materiais formando uma zona de ar entre eles. A condutibilidade térmica deste espaço que se forma devido aos diferentes coeficientes de dilatação térmica dos materiais é ainda objecto de estudo e discussão sendo que não tem uma influência significativa na resistência ao fogo do material.

Quanto à secção transversal do elemento é unânime que a maior secção proporciona uma resistência ao fogo mais favorável.

No que toca ao tipo de reforço, regra geral pode dizer-se que a existência de barras de reforço melhora o comportamento do material em situação de incêndio, quando comparado com betão simples. Já quanto à utilização de reforço por meio de fibras de aço, não foi achada uma conclusão genérica entre os vários estudos. Enquanto alguns autores acharam indícios de que esta é uma solução de inúmeras vantagens do ponto de vista económico e estrutural (Kodur, 1999), outros concluíram que esta técnica não apresentava qualquer vantagem face ao betão armado do ponto de vista estrutural tendo comportamento semelhante ao betão simples (Romero et al., 2011).

Quanto à percentagem de preenchimento de betão foi até agora pouco investigada. No entanto, percebeu-se que preencher o tubo com apenas um anel de betão não se apresenta como uma melhoria, pois deste modo o material encontra-se mais susceptível ao fenómeno de spalling. Para além disso, o confinamento do betão pelo tubo de aço que apresenta uma melhoria no seu comportamento, deixa de atuar.

No que toca ao nível de carregamento do elemento, esta característica diminui a resistência ao fogo do coluna à medida que aumenta. Também o comprimento de encurvadura se mostra prejudicial ao bom comportamento do elemento em situação de incêndio. Por esta razão, a comunidade científica tem-se mostrado interessada em realizar estudos em colunas com uma esbelteza relativa elevada.

3 MODELAÇÃO EXPERIMENTAL DE COLUNAS TUBULARES EM AÇO PREENCHIDOS COM BETÃO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

3.1 Introdução

Neste capítulo, descreve-se a metodologia utilizada para a execução dos trabalhos experimentais elaborados no decurso da presente dissertação. Nas próximas secções serão descritos: o sistema experimental utilizado, os modelos experimentais ensaiados, os materiais usados, o programa experimental e o procedimento adotado para a realização dos ensaios experimentais, assim como os seus resultados e principais observações.

O estudo realizado teve como principal objetivo analisar a influência que a restrição à dilatação axial térmica tem em elementos de elevada esbelteza, quando sujeitos a temperaturas elevadas como em caso de incêndio. Nos vários ensaios foram variados alguns parâmetros como a secção transversal, a esbelteza relativa dos elementos e a rigidez da estrutura que envolve o elemento em estudo, representada pelo coeficiente de restrição axial, k_{RA} e rotacional, k_{RR} .

Tendo em conta que esta análise se debruçou sobre elementos mistos compostos por aço e betão, foi necessária uma cuidada e demorada preparação dos mesmos, realizada previamente ao início dos ensaios. Esta preparação envolveu a construção dos modelos experimentais, nomeadamente a construção das armaduras e sua betonagem, assim como a sua instrumentação, colocando vários termopares tipo K nas várias secções transversais de modo a que a temperatura do elemento fosse cuidadosamente registada. Paralelamente ao controlo de temperaturas nas várias secções, foram também medidas as temperaturas no interior do forno ao longo do tempo, a carga aplicada, as forças de restrição adicionais devido à dilatação térmica do elemento em ambiente restringido, os deslocamentos verticais nas extremidades do pilar e no local de aplicação da carga.

3.2 Sistema experimental

O sistema experimental utilizado no desenvolvimento dos ensaios experimentais expostos foi especialmente desenvolvido na Universidade de Coimbra, com o objetivo de estudar o comportamento em situação de incêndio de colunas sujeitas a restrição axial e rotacional térmica. As restrições axial e rotacional térmica são efeitos que se verificam nos elementos reais em situação de incêndio e que têm vindo a ser estudado nos últimos anos pela comunidade científica, existindo ainda vários fenómenos por esclarecer. Sabe-se que a restrição rotacional tem um efeito positivo, aumentando a resistência ao fogo do elemento em questão. Já no que se refere à restrição axial, sabe-se que esta tem um efeito negativo, diminuindo a resistência ao fogo.

Na Figura 3.1 apresenta-se um esquema do sistema experimental utilizado na realização dos ensaios experimentais descritos no presente estudo. O sistema é composto por um pórtico de restrição tridimensional (1) constituído por quatro colunas e quatro vigas (duas superiores e duas inferiores) de secção HEB300 de aço da classe *S355*. Estas vigas encontram-se posicionadas perpendicularmente, de modo a simular a restrição axial e rotacional que a estrutura circundante fornece à coluna exposta ao incêndio. Para além da restrição axial, esta estrutura transmite também restrição rotacional ao elemento estudado. As colunas que formam o pórtico tridimensional podem ser dispostas em várias posições, permitindo assim que diferentes restrições sejam transmitidas à coluna ensaiada como mostrado na Figura 3.2. Esta estrutura pode transmitir à coluna em teste uma restrição axial com valores (k_{RA}) entre os 13 e os 128 kN/mm e uma restrição rotacional de valores (k_{RR}) entre 4091 e 5079 kN·m/rad na direção x_1 e entre 1992 e 2536 kN·m/rad na direção x_2 . Foram utilizados parafusos M24 de classe 10.9 em todas as ligações do pórtico de restrição, exceto na ligação entre as colunas e as vigas superiores, (2) onde foram utilizados varões roscados M27 de classe 10.9. A utilização de varões roscados nesta ligação em particular será justificada mais à frente, neste texto.

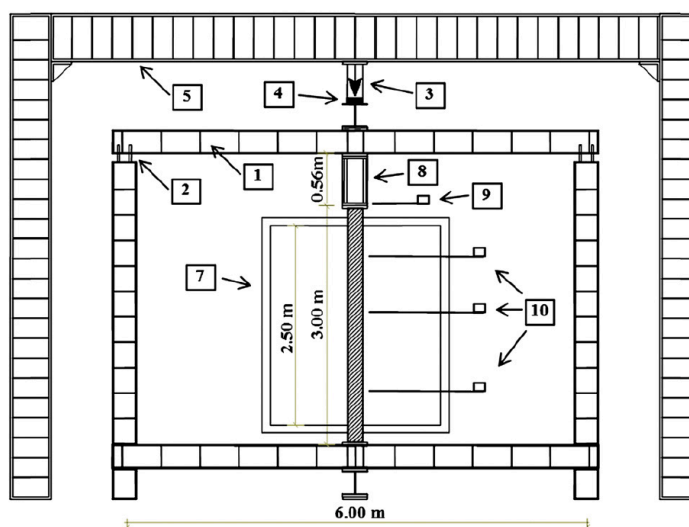


Figura 3.1 - Representação esquemática do sistema experimental (Pires et al., 2012)

Durante os ensaios experimentais, foi aplicada uma carga de compressão constante com o objetivo de simular a carga de serviço a que o elemento está sujeito numa estrutura real. A carga de serviço foi aplicada por um macaco hidráulico (3) da marca *ENERPAC* de 3MN de capacidade e controlada por uma célula de carga de compressão, modelo *CLC-300A* de 3000kN de capacidade máxima da marca *TML* (4) colocada entre o pórtico de restrição tridimensional e o macaco hidráulico. O macaco hidráulico encontrava-se apoiado num pórtico bidimensional de reação (5) constituído por duas colunas de secção HEB500 e uma viga de secção HEB600, ligados por parafusos M24 de classe 10.9. A ação térmica foi aplicada por um forno elétrico modular (tipo *split*) da marca *TERMOLAB* composto por dois módulos de 1,5mx1,5mx1,0m com 90 kVA de potência e um módulo de 1,5mx1,5mx0,5m com

45 kVA de potência constituindo assim uma câmara de $1,5m \times 1,5m \times 2,5m$ em volta da coluna em ensaio. Um dispositivo foi construído com a função de medir as forças de restrição que se geram devido à dilatação térmica a que a coluna fica sujeita, durante o seu aquecimento (8). Este dispositivo é constituído por dois cilindros: um maciço e um oco. O cilindro maciço, ligado rigidamente à coluna testada, encontrava-se no interior do orifício do cilindro oco que, por sua vez, se encontrava rigidamente ligado à viga superior do pórtico de restrição. A superfície de contacto entre os dois cilindros era totalmente revestida com Teflon (*PTFE*), de modo a eliminar o atrito entre os dois elementos. As forças de restrição eram controladas através de uma célula de carga de 3 MN da marca *Vishay*, posicionada no interior do cilindro oco. Para medir os deslocamentos axiais e rotações nos extremos do elemento testado, foram colocados 4 transdutores de deslocamento (*LVDT*) no topo e quatro na base do elemento (9). Os deslocamentos laterais das colunas foram medidos através de três transdutores de deslocamento de cabo, colocados em cada uma das duas direções (x_1 e x_2).

Para determinar a restrição axial do pórtico de restrição tridimensional (k_{RA}) foi realizado um ensaio específico à temperatura ambiente. Neste ensaio, foi colocado um macaco hidráulico no local onde se coloca a coluna a testar, que ia aplicando uma carga à medida que se mediam os deslocamentos do nó central do pórtico. O coeficiente de restrição rotacional (k_{RR}) em ambas as direções foi determinado numericamente utilizando o software de cálculo *ABAQUS* (2010).

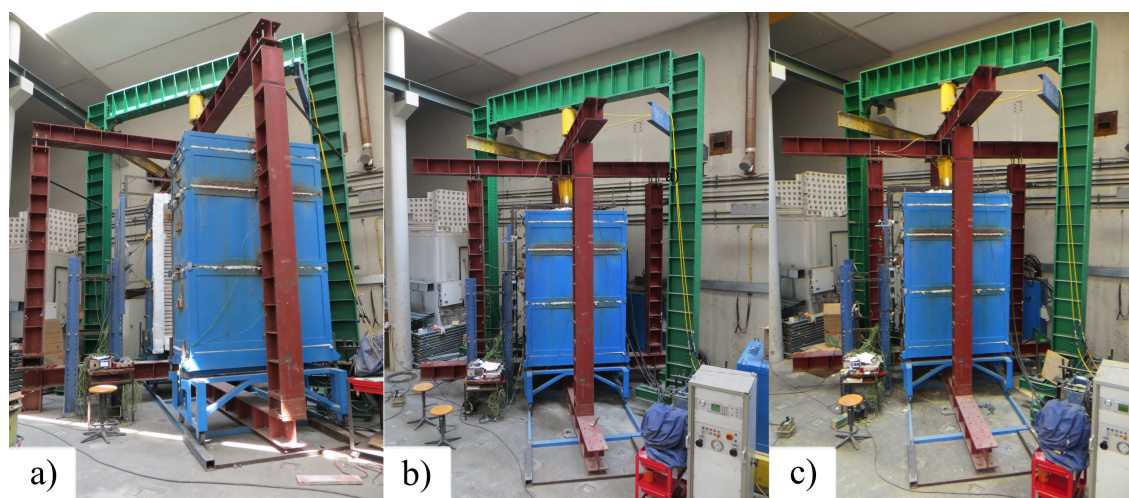


Figura 3.2 – Vista geral do sistema experimental a) $k_{RA}=13$ kN/mm b) $k_{RA}=45$ kN/mm c) $k_{RA}=128$ kN/mm

Na Figura 3.2 apresentam-se as três disposições do sistema experimental utilizadas nos modelos descritos e que se traduzem em três restrições da estrutura circundante.

3.3 Projeto FRISCC

Como dito anteriormente, o programa experimental que se apresenta nesta dissertação encontra-se inserido num vasto programa de ensaios no âmbito do projeto FRISCC. Nesta

secção apresenta-se o programa experimental a ser realizado na Universidade de Coimbra incidindo em colunas tubulares em aço preenchidas com betão.

Nos Quadros 3.1 e 3.2 encontram-se descritas as principais características dos ensaios experimentais desenvolvidos em colunas tubulares preenchidas com betão de secção circular e quadrada, respetivamente.

Quadro 3.1 – Programa experimental de colunas tubulares circulares em aço preenchidas com betão

Coluna	D [mm]	Rebar [-]	As [cm ²]	ρ [%]	λ [-]	k_{RA} [kN/mm]	B. C. [-]
C1R13	193,7	4 Φ 12	6,79	2,74	0,75	0	P. P.
C2R13	273,0	4 Φ 16&4 Φ 10	12,06	2,40	0,53	0	P. P.
C3R128	193,7	4 Φ 12	6,79	2,74	0,75	128	P. P.
C4R128	273,0	4 Φ 16&4 Φ 10	12,06	2,40	0,53	128	P. P.
C5R45	193,7	4 Φ 12	6,79	2,74	0,75	45	P. P.
C6R45	273,0	4 Φ 16&4 Φ 10	12,06	2,40	0,53	45	P. P.
C2.1R13	273,	4 Φ 16&4 Φ 10	12,06	2,40	0,53	0	F. F.
C4.1R128	273,0	4 Φ 16&4 Φ 10	12,06	2,40	0,53	128	F. F.
C6.1R45	273,0	4 Φ 16&4 Φ 10	12,06	2,40	0,53	45	F. F.

Quadro 3.2 - Programa experimental de colunas tubulares quadradas em aço preenchidas com betão

Coluna	b [mm]	Rebar [-]	As [cm ²]	ρ [%]	λ [-]	k_{RA} [kN/mm]	B. C.
S1R13	150	4 Φ 12	4,52	2,52	0,85	0	P. P.
S2R13	220	4 Φ 16&4 Φ 10	11,18	2,8	0,59	0	P. P.
S3R128	150	4 Φ 12	4,52	2,52	0,85	128	P. P.
S4R128	220	4 Φ 16&4 Φ 10	11,18	2,8	0,59	128	P. P.
S5R45	150	4 Φ 12	4,52	2,52	0,85	45	P. P.
S6R45	220	4 Φ 16&4 Φ 10	11,18	2,8	0,59	45	P. P.
S2.1R13	220	4 Φ 16&4 Φ 10	11,18	2,8	0,59	0	F. F.
S4.1R128	220	4 Φ 16&4 Φ 10	11,18	2,8	0,59	128	F. F.
S6.1R45	220	4 Φ 16&4 Φ 10	11,18	2,8	0,59	45	F. F.

Nos Quadros 3.3 e 3.4 encontram-se descritas as principais características dos programas experimentais previstos para colunas de secção elíptica e retangular, respetivamente.

Quadro 3.3 - Programa experimental de colunas tubulares elípticas em aço preenchidas com betão

Coluna	H [mm]	B [mm]	Rebar [-]	ρ [%]	λ_y [-]	λ_z [-]	k_{RA} [kN/mm]	B. C.
E1R13	320	160	4 Φ 16	2,67	0,44	0,8	0	P. P.
E2R13	400	200	4 Φ 20	2,44	0,46	0,82	0	P. P.
E3R128	320	160	4 Φ 16	2,67	0,44	0,8	128	P. P.
E4R128	400	200	4 Φ 20	2,44	0,46	0,82	128	P. P.
E5R45	320	160	4 Φ 16	2,67	0,44	0,8	45	P. P.
E6R45	400	200	4 Φ 20	2,44	0,46	0,82	45	P. P.
E2.1R13	400	200	4 Φ 20	2,44	0,46	0,82	0	F. F.
E4.1R128	400	200	4 Φ 20	2,44	0,46	0,82	128	F. F.
E6.1R45	400	200	4 Φ 20	2,44	0,46	0,82	45	F. F.

Quadro 3.4 - Programa experimental de colunas tubulares retangulares em aço preenchidas com betão

Coluna	H [mm]	B [mm]	Rebar [-]	ρ [%]	λ_y [-]	λ_z [-]	k_{RA} [kN/mm]	B. C.
R1R13	250	150	4 Φ 16	2,69	0,44	0,72	0	P. P.
R2R13	350	150	4 Φ 16+4 Φ 10	2,61	0,31	0,71	0	P. P.
R3R128	250	150	4 Φ 16	2,69	0,44	0,72	128	P. P.
R4R128	350	150	4 Φ 16+4 Φ 10	2,61	0,31	0,71	128	P. P.
R5R45	250	150	4 Φ 16	2,69	0,44	0,72	45	P. P.
R6R45	350	150	4 Φ 16+4 Φ 10	2,61	0,31	0,71	45	P. P.
R2.1R13	350	150	4 Φ 16+4 Φ 10	2,61	0,31	0,71	0	F. F.
R4.1R128	350	150	4 Φ 16+4 Φ 10	2,61	0,31	0,71	128	F. F.
R6.1R45	350	150	4 Φ 16+4 Φ 10	2,61	0,31	0,71	45	F. F.

3.4 Descrição dos modelos experimentais

3.4.1 Pormenorização dos modelos experimentais

Todos os provetes foram ensaiados com 3,15 m de altura devido a condicionantes que se prendem com a altura dos pórticos de restrição.

As disposições construtivas adoptadas seguem o disposto na EN 1994-1-1 (2011) e EN 1994-1-2 (2011), garantindo o recobrimento necessário para que o elemento seja classificado como R30 pelos métodos tabulares. Na Figura 3.3 apresentam-se os cortes longitudinais dos elementos ensaiados.

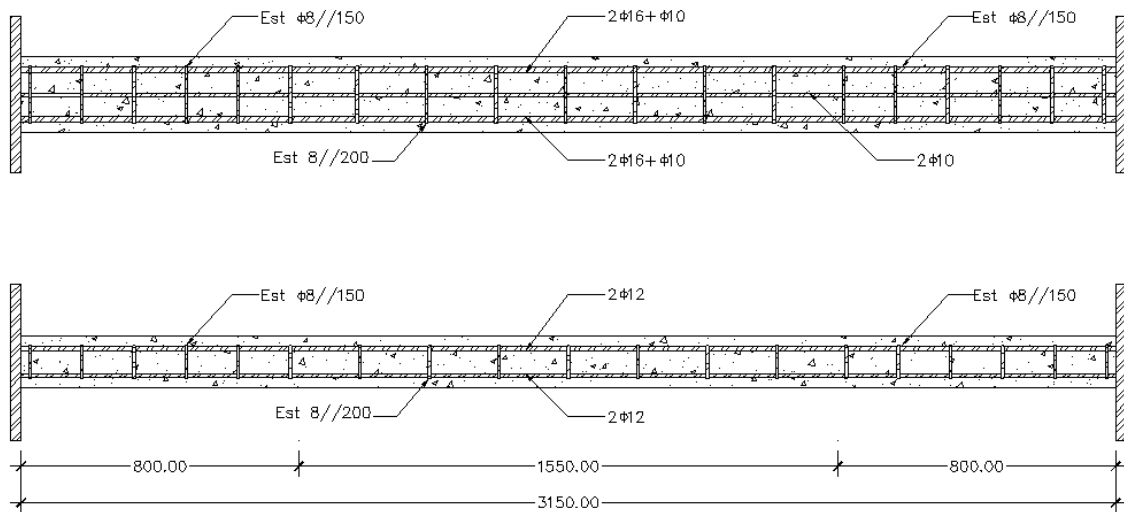


Figura 3.3 – Corte longitudinal dos modelos experimentais

Na Figura 3.4 apresentam-se os cortes transversais de ambas as secções ensaiadas pormenorizando a sua armadura.

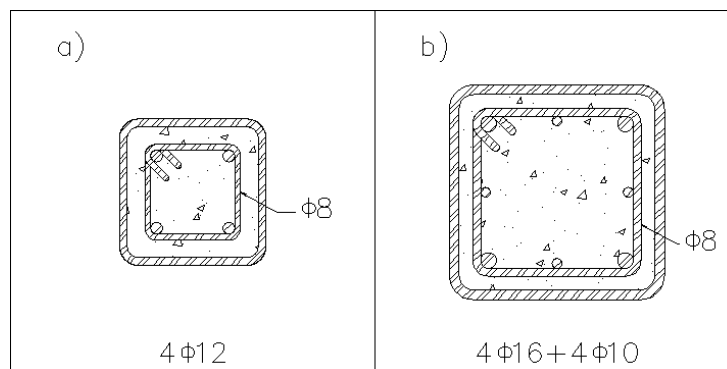


Figura 3.4 – Corte transversal dos modelos experimentais: a) 150 mm de lado; b) 220 mm de lado

3.4.2 Construção e instrumentação dos modelos experimentais

Sendo o objeto de estudo da presente dissertação elementos mistos de aço e betão, estes carecem de uma cuidada e demorada preparação, cuja descrição será realizada ao longo desta secção.



Figura 3.5 – Armaduras após montagem

O primeiro passo para a realização dos provetes experimentais foi a montagem das armaduras das colunas a testar. Todos os seus elementos foram preparados no Laboratório de Estruturas do Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Coimbra, incluindo o corte dos varões e a dobragem dos estribos, conforme a disposição previamente determinada mostrada na Figura 3.4. Na Figura 3.5 mostram-se as armaduras, após a sua montagem.

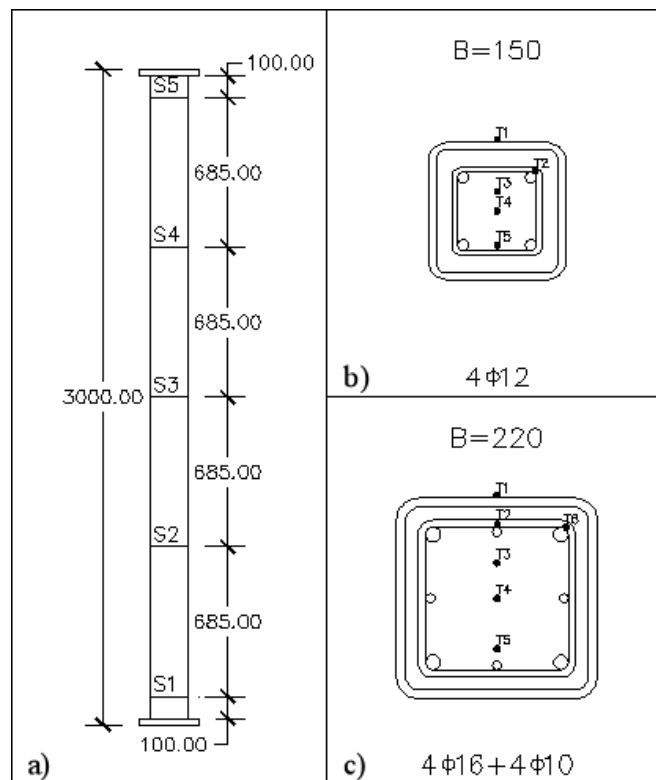


Figura 3.6 – Posição dos termopares: a) ao longo da direção longitudinal; b) ao longo da secção transversal de 150 mm de lado; c) ao longo da secção transversal de 220 mm de lado

Após a montagem das armaduras, procedeu-se à colocação dos termopares tipo k (cromo-alumel), que permitem o registo da temperatura em vários pontos dos elementos estudados. A posição dos termopares ao longo das várias direções encontra-se esquematizada na Figura 3.6 e tem como objetivo caracterizar o gradiente térmico atuante no elemento.

Numa primeira fase, os termopares do tipo T2 e T6 (os últimos apenas existentes nas secções com 220mm de lado), foram soldados às armaduras, com recurso à técnica de soldadura por pontos. Posteriormente as armaduras foram soldadas às chapas da base das colunas, com recurso a soldadura do tipo *MIG*. Na Figura 3.7 é mostrada a instrumentação das armaduras

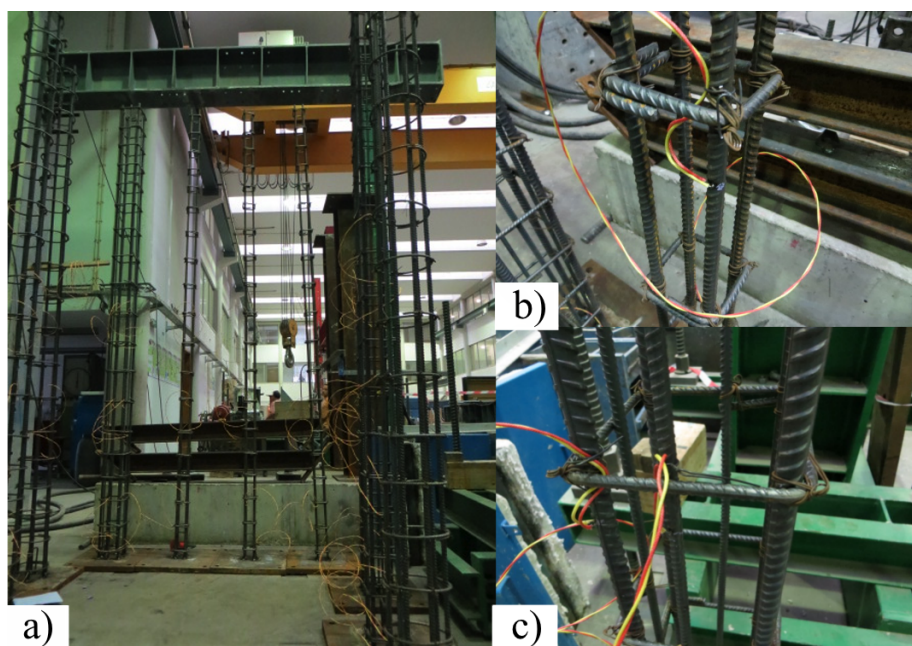


Figura 3.7 – Instrumentação das armaduras: a) Vista geral das armaduras; b) Pormenor de termopares soldados à secção com 150 mm de lado; c) Pormenor de termopares soldados à secção com 220 mm de lado

Para aumentar a rigidez da ligação entre o preenchimento de betão e a chapa de topo, foi soldado um gancho formado por um varão de 8 mm de diâmetro. Na Figura 3.8 apresenta-se uma representação esquemática da ligação entre o provete e a chapa de topo.

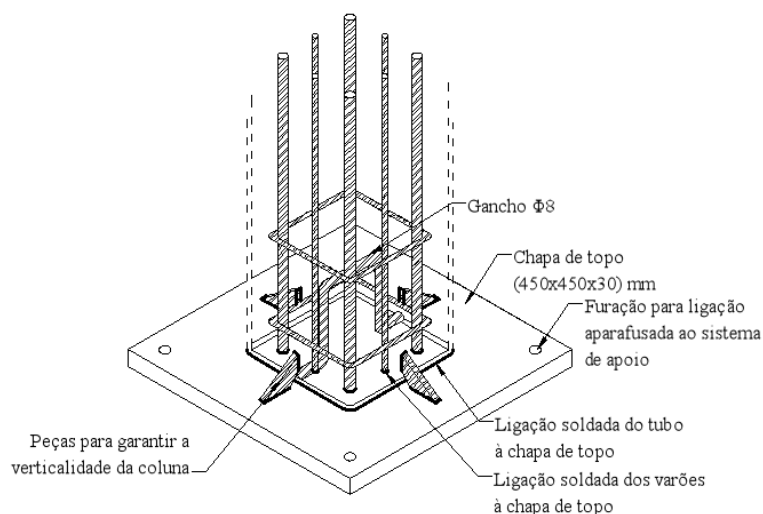


Figura 3.8 – Pormenor da ligação entre a chapa de topo e o provete.

Depois de completas as armaduras e devidamente ligadas à chapa de topo, passou-se à montagem dos tubos metálicos. Este processo foi especialmente moroso devido a dificuldades técnicas que se prenderam com a colocação dos fios termopares que se encontravam soldados às armaduras no exterior do tubo. Para isso abriram-se furos de 8 mm de diâmetro por onde se fizeram passar os termopares através de uma espia. Estes furos encontram-se em cada uma das secções transversais controladas.

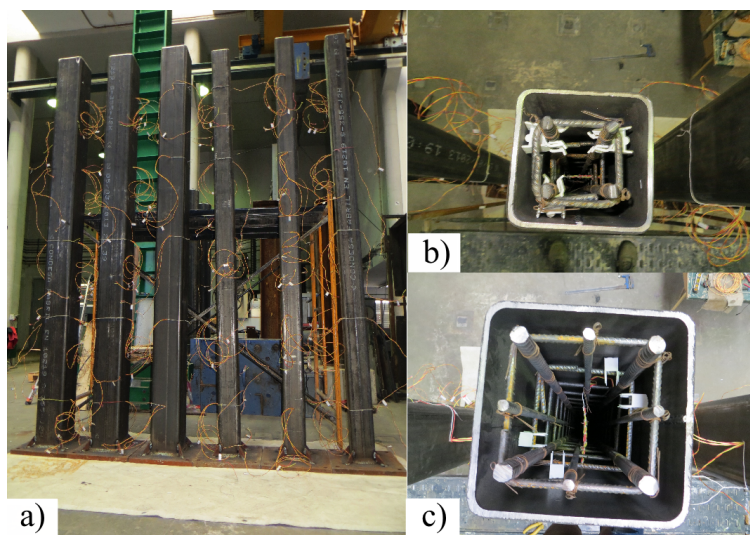


Figura 3.9 – Instrumentação final das colunas: a) Vista geral dos tubos; b) Secção de 150mm de lado; c) Secção de 220mm de lado.

Também foram colocados termopares ao longo da secção transversal, respeitando a distribuição mostrada na Figura 3.6. Os termopares *T3*, *T4* e *T5*, por se encontrarem embebidos no betão, foram soldados em mercúrio para que fosse feita a correta medição das

temperaturas. Na Figura 3.9 mostra-se a sua colocação ao longo das secções longitudinais e transversais.

Após ter sido realizada toda a instrumentação necessária, procedeu-se à betonagem dos provetes, como se mostra na Figura 3.10.



Figura 3.10 – Betonagem dos modelos experimentais

3.5 Caracterização dos materiais

3.5.1 Betão

Os modelos experimentais foram realizados utilizando betão pronto de classe de resistência C30/37 e classe de abaixamento S4, segundo a norma NP EN 206-1 (2007), com uma dimensão máxima do agregado de 16mm. Para efeitos de betonagem, o betão foi fornecido pela empresa “Betão Liz”.

Quadro 3.5 - Resultados dos ensaios de resistência à compressão dos provetes de betão.

Data de Betonagem	Data de Ensaio	Nº de Provetes	Valor médio da massa dos provetes [kg]	$f_{cm,cubo}$ [MPa]
17-06-2013	24-06-2013	3	7,8	23,5
17-06-2013	01-07-2013	3	7,8	28,24
17-06-2013	15-07-2013	3	7,7	34,35
17-06-2013	24-07-2013	3	7,7	37,19
17-06-2013	09-08-2013	3	7,7	36,71

Para avaliar adequadamente a resistência à compressão do betão, betonaram-se provetes cúbicos de 150mm de aresta. Ensaïaram-se 3 provetes de cada vez aos 7 dias, 14 dias, 28 dias e datas do primeiro e último ensaios, caracterizando assim a evolução da resistência do material (NP EN 206-1, 2007). No Quadro 3.5 apresentam-se os resultados obtidos nos ensaios experimentais realizados, sendo que no Anexo A estes se encontram expostos detalhadamente.

Segundo o ponto 8.2.1.3 da norma referida (EN 206-1, 2007), para que se confirme a conformidade da resistência à compressão do betão, deve aplicar-se o Critério 1 do Quadro 14 aos resultados obtidos ao fim de 28 dias. Deste modo, a média de valores da resistência à compressão dos 3 ensaios realizados deve satisfazer o seguinte critério:

$$f_{cm} = f_{ck} + 4 \quad (17)$$

Aplicando a expressão anterior aos resultados obtidos, tem-se:

$$f_{ck} = f_{cm} - 4 = 34,35 - 4 = 30,35 \text{ MPa} \quad (18)$$

Compreende-se deste modo que o betão fornecido não cumpre os critérios de conformidade especificados para a classe C30/37 que inicialmente foi pedida. Numa situação deste tipo, a norma (EN 206-1, 2007) indica que se deve proceder a uma avaliação individual do betão. Por se mostrar fora da área de aplicação da presente dissertação, não será efectuada essa avaliação, ficando no entanto a nota de que este betão se aproxima da classe C25/30 e não da classe C30/37, como seria desejável.

3.5.2 Aço

Os elementos ensaiados foram realizados com aço de classe de resistência S355, fornecidos pela empresa “Portugal Alves”. Embora no âmbito desta tese não tenham sido realizados ensaios experimentais que comprovem a resistência do material, apresentam-se resultados obtidos em tubos semelhantes no âmbito do mesmo projeto. Os ensaios foram realizados de acordo com a norma NP EN 10002-1 (2006).

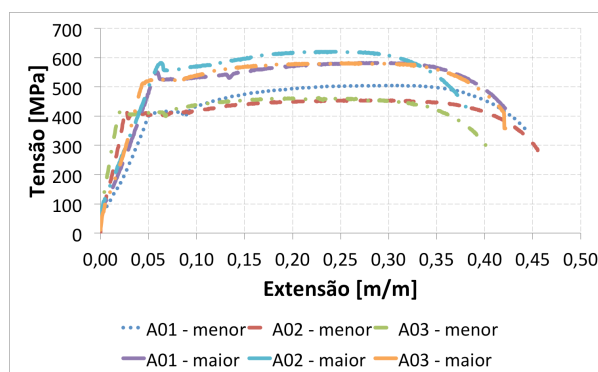


Figura 3.11 – Exemplo de diagramas tensão/extensão obtidos nos ensaios de tração do aço.



Figura 3.12 – Exemplo de provetes maquinados.

No Quadro 3.6 apresentam-se os resultados resumidos dos ensaios de tração no aço. No Anexo B apresentam-se os seus resultados detalhados.

Quadro 3.6 – Resumo dos valores obtidos nos ensaios de resistência à tração do aço.

	Nº de ensaios	Tensão de rotura [MPa]	Tensão de cedência [MPa]	E [GPa]
Tubo maior	3	595,4	535,0	226,7
Tubo menor	3	474,3	406,1	221,0

3.6 Programa experimental

O programa experimental desenvolvido tem como objetivo a avaliação do comportamento de elementos metálicos tubulares preenchidos com betão armado, observando a influência da variação da secção transversal, da esbelteza relativa e dos níveis de restrição axial e rotacional. O sistema experimental usado para este efeito foi desenvolvido na Universidade de Coimbra, como descrito no ponto 3.2.

O programa experimental inclui um total de 6 ensaios experimentais, ensaiando-se secções transversais de duas dimensões distintas e restrições axiais de três valores distintos.

Como indicado no Quadro 3.7, entre os ensaios realizados foi variada a dimensão da secção transversal dos provetes, permitindo assim relacionar elementos com diferentes esbeltezas relativas. Também a rigidez da estrutura circundante foi alterada, mostrando como a restrição axial e rotacional condicionam o comportamento dos elementos.

Quadro 3.7 - Programa experimental de colunas quadradas.

Coluna	b [mm]	A _c [cm ²]	A _a [cm ²]	Armadura [-]	A _s [cm ²]	Rebar [%]	λ [-]	N _{Rd} [kN]	N _{Sd} =0.3N _{Rd} [kN]	k _{RA} [kN/mm]
S1R13	150	174,90	44,34	4Φ12	4,52	2,52	0,58	2049,45	614,83	13
S2R13	220	388,60	82,28	4Φ16&4Φ10	11,18	2,80	0,39	4333,94	1300,18	13
S3R128	150	174,90	44,34	4Φ12	4,52	2,52	0,58	2049,45	614,83	128
S4R128	220	388,60	82,28	4Φ16&4Φ10	11,18	2,80	0,39	4333,94	1300,18	128
S5R45	150	174,90	44,34	4Φ12	4,52	2,52	0,58	2049,45	614,83	45
S6R45	220	388,60	82,28	4Φ16&4Φ10	11,18	2,80	0,39	4334,00	1300,20	45

Note-se que a taxa de armadura não foi um fator variado, embora as secções não apresentem exatamente os mesmos valores devido a disposições construtivas. Uma vez que se verifica uma baixa variação entre as duas taxas (de 2,52% a 2,80%), acredita-se que os resultados sejam comparáveis sem grandes desvios por este facto.

3.7 Procedimento de ensaio

Os ensaios experimentais foram executados em regime transiente, isto é, foi aplicada uma ação mecânica até atingir o valor pretendido e depois de estabilizada a carga, foi aplicada uma ação térmica que segue aproximadamente a curva ISO 834 (1975).

3.7.1 Descrição geral do procedimento adotado pré-ensaio

Pode afirmar-se que os ensaios realizados no decurso da pesquisa descrita no presente trabalho apresentam um grau de complexidade bastante elevado, sendo influenciados por inúmeros fatores. Deste modo, para que todo o processo fosse desenvolvido em segurança, foram sistematizados vários passos antes, durante e após o ensaio que foram cumpridos escrupulosamente, garantindo um correto funcionamento do sistema.

Depois de prontos os provetes, o primeiro passo foi colocá-los no sistema de ensaio. Esta etapa mostrou-se muito morosa e complexa em todos os ensaios, dadas as grandes dimensões dos elementos, por essa razão foi sempre realizada por mais do que uma pessoa. O transporte dos provetes foi realizado com recurso a uma ponte rolante. Os provetes foram fixos ao pórtico de restrição por meio de parafusos *M24* de classe *10.9*.

Posicionados os provetes no seu devido lugar, foram colocadas as fichas nos fios termopares. Estas fichas tinham como função ligar os fios termopares aos cabos de compensação, para que estes fossem corretamente lidos pelo dispositivo de aquisição de dados (ver Capítulo 3.7.3).

Colocadas as fichas e prontas a ligar, passou-se ao isolamento térmico das extremidades do elemento. O material utilizado para o isolamento dos provetes foi fibra cerâmica, tal como nas junções das duas metades do forno, como mostrado na Figura 3.13.

A última etapa antes da realização do ensaio propriamente dito era a colocação dos *LVDT's* no topo e na base das colunas.



Figura 3.13 – Exemplo do isolamento com fibra cerâmica a) Vista geral do elemento b) Pormenor da base da coluna

3.7.2 Descrição geral do procedimento adoptado durante o ensaio

3.7.2.1 Ação mecânica

A primeira etapa realizada na fase de ensaio depois de ligado o sistema de aquisição de dados foi a aplicação da ação mecânica.

A ação mecânica foi aplicada aos modelos experimentais como uma carga de compressão, através de um macaco hidráulico da marca *ENERPAC* com capacidade máxima de 3MN. O macaco hidráulico foi controlado através de uma central servo-hidráulica.

A aplicação da carga que pretende simular a carga de serviço de uma coluna na realidade foi feita a uma velocidade de aproximadamente 0,1 kN/s sobre o nó de cruzamento das vigas, que formam o pórtico de restrição tridimensional. Durante a aplicação da carga, é libertado o movimento vertical das vigas do pórtico de restrição tridimensional, de modo a que a carga não seja suportada pelas colunas do pórtico, mas sim pelo elemento a testar. Este procedimento só é possível uma vez que a ligação viga-coluna do pórtico de restrição tridimensional é feita por varões roscados, como se encontra descrito no ponto 3.2 e ilustrado na Figura 3.1.

3.7.2.2 Ação térmica

Aplicada a ação mecânica na sua totalidade, foram apertadas as porcas da ligação coluna/viga do pórtico tridimensional, transmitindo deste modo a restrição à dilatação axial térmica. Posto isto, procedeu-se à aplicação da ação térmica. Esta etapa foi realizada através de um forno elétrico modular, descrito no ponto 3.2. O forno utilizado pode chegar a temperaturas até aos

1200°C, adotando uma taxa de aquecimento aproximada à curva ISO 834 (1975), como se demonstra na Figura 3.14. O desfasamento inicial entre as duas curvas deve-se à inércia térmica inicial que se experimenta e que se mostra mais acentuada num forno elétrico. Sabe-se no entanto que esta diferença não tem consequências significativas nos resultados experimentais obtidos.

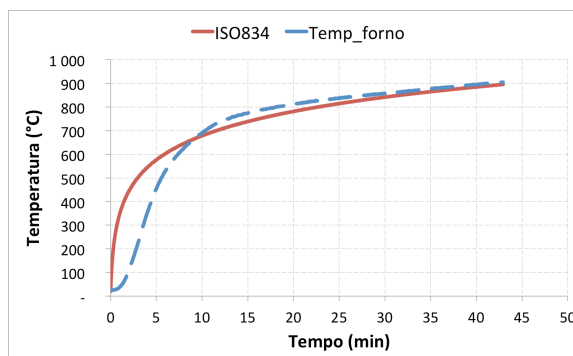


Figura 3.14 – Temperaturas medidas no forno em comparação com a curva ISO 834 (1975)

3.7.3 Monitorização de grandezas

Durante a realização dos ensaios descritos no presente trabalho, foram medidas e controladas várias grandezas, que permitiram realizar uma caracterização cuidada do elemento estudado.

No controlo dos valores medidos, foi utilizado um equipamento de aquisição de dados (*data logger* da marca *TML*, modelo TDS530). As grandezas medidas durante os ensaios foram: carga aplicada, forças de restrição adicionais, deslocamentos axiais e laterais e temperaturas.

Durante o ensaio experimental, mediram-se dois tipos de forças: a força aplicada ao pilar pelo macaco hidráulico e a força gerada adicionalmente no pilar, devido à restrição à dilatação térmica da coluna em ensaio gerada pelo pórtico de restrição tridimensional. Para isso foram utilizadas duas células de carga distintas, sendo que a primeira se encontrava entre o macaco hidráulico e o cruzamento das vigas que constituem o pórtico de restrição e a segunda dentro do pistão idealizado especialmente para este fim.

Para que os deslocamentos fossem corretamente medidos, recorreu-se a dois tipos de transdutores de deslocamentos do tipo resistivo: de fio e de êmbolo. Os transdutores de deslocamentos de fio foram colocados ao longo da altura do elemento, com o objetivo de medir os deslocamentos laterais sofridos ao longo do tempo, pelo elemento estudado. Quanto aos transdutores de deslocamentos de êmbolo (*LVDTS* – Linear Variable Differential Transformers), foram colocados quatro no topo e quatro na base de cada elemento, permitindo assim medir não só o deslocamento axial sofrido, mas também a rotação das chapas de topo.

Quanto às temperaturas, foram medidas com o recurso a fios termopares tipo K dispostos em vários pontos ao longo de várias secções transversais dos elementos, como mostrado na Figura 3.6.

3.8 Análise de resultados

Ao longo desta secção, serão expostos e analisados os vários parâmetros medidos durante os ensaios experimentais efetuados. Pretende-se com esta análise caracterizar o comportamento dos elementos estudados, percebendo de que forma a alteração de algumas características influencia os seus resultados. No Quadro 3.8 apresenta-se um resumo dos resultados obtidos nos ensaios experimentais realizados. P_0 é a carga inicial aplicada no ensaio realizado, P_{max} é a força de máxima exercida pela coluna durante o ensaio, P_{rest_max} é a força máxima de restrição à dilatação térmica da coluna durante o ensaio e o tempo crítico é o tempo ocorrido desde que o forno é ligado até à rotura da coluna (quando a força exercida pelo pilar iguala a carga inicial aplicada).

Quadro 3.8 – Resumo dos principais resultados obtidos

Coluna	P_0 [kN]	P_{max} [kN]	P_{rest_max} [kN]	P_{rest_max}/P_0 [%]	Tempo crítico [min]
S1R13	607,30	756,80	149,50	24,62	25,3
S2R13	1 228,20	1 350,80	122,60	9,98	33,7
S3R128	608,00	1 031,10	423,10	69,59	32,48
S4R128	1 310,90	1 599,90	289,00	22,05	32,37
S5R45	607,30	962,50	355,20	58,49	33,07
S6R45	1 289,30	1 653,00	363,70	28,21	33,02

3.8.1 Evolução de temperaturas

Tal como referido anteriormente, a temperatura do forno pretendeu seguir o mais próximo possível a curva de incêndio padrão ISO 834 (1975). Durante os primeiros 8 minutos o forno tem dificuldade em acompanhar a curva pretendida, essencialmente devido à inércia térmica que se observa e que é difícil de vencer num forno elétrico. No entanto, para efeitos de calibração de resultados numéricos, esse afastamento é tido em conta. Apesar desta dificuldade inicial, o forno apresentou uma distribuição de temperaturas ao longo do tempo muito semelhante em todos os ensaios, como pode ser observado na Figura 3.15.

Na Figura 3.15, são apresentadas as distribuições de temperaturas em colunas sujeitas a coeficientes de restrição axial de 128 kN/mm . Em cada uma das figuras, são apresentadas as secções de 150mm e 220mm , de modo a que o leitor possa avaliar a influência da secção transversal na evolução de temperaturas dos elementos.

Como pode ser observado na figura, a secção transversal não afeta significativamente a distribuição de temperaturas na face do tubo de aço (TI). Pelo contrário, no interior das secções transversais, existe alguma discrepância entre as duas secções. Este facto é facilmente explicável pela baixa condutibilidade térmica do betão, que faz com que o interior dos elementos aqueça de forma significativamente mais lenta. Intrinsecamente compreende-se que

quando maior for a dimensão da secção transversal, menor será a taxa de aquecimento no seu interior.

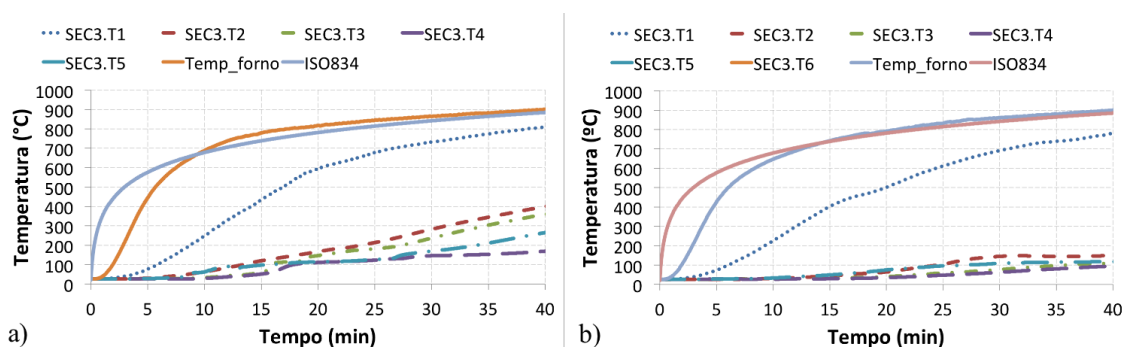


Figura 3.15 – Distribuição de temperaturas ao longo do tempo, $k_{RA}=128kN/mm$ a)S3R128 b)S4R128

Na Figura 3.16 apresenta-se a distribuição de temperaturas sofrida pelos elementos estudados ao longo da sua secção transversal. Na Figura 3.16 a) é representada a distribuição de temperaturas para a secção transversal menor, enquanto a figura 3.16 b) representa a secção transversal maior, ambas sujeitas a um coeficiente de restrição axial, k_{RA} , igual a $13 kN/mm$.

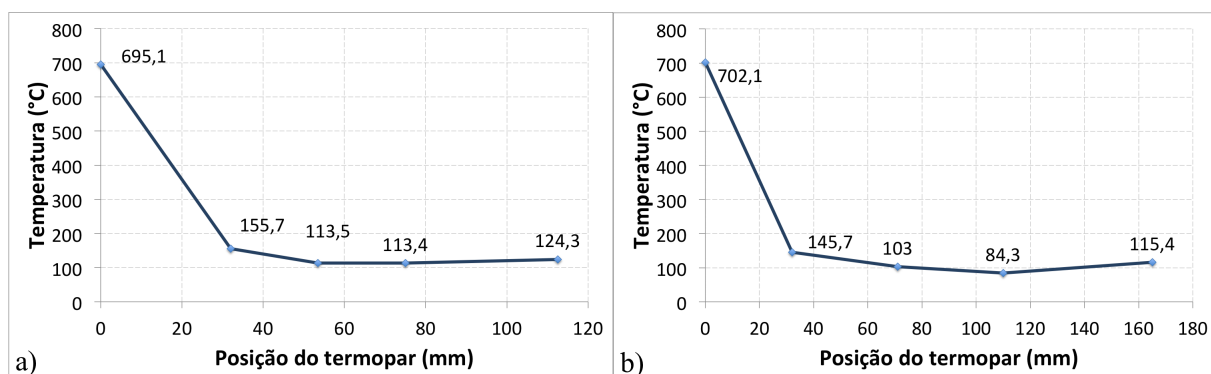


Figura 3.16 – Distribuição de temperaturas ao longo da secção transversal no momento da rotura a)S1R13 b)S2R13

Pode verificar-se que a temperatura diminui à medida que o termopar se encontra mais no interior da secção. Analisando ambas as figuras, compreende-se que, embora com diferentes valores absolutos, a forma dos gráficos é semelhante entre si. Outro facto curioso que pode ser verificado na análise das figuras é o valor da temperatura na face de ambas as secções que se mostra semelhante entre elas. Pelo contrário, pode ser verificado que o termopar no interior da secção transversal apresenta um valor menos elevado que na secção com $220mm$ de lado do que na secção de $150mm$ de lado. De referir ainda a simetria de temperaturas que pode ser verificada, uma vez que o último termopar representado (T5) apresenta um valor semelhante ao valor intermédio entre o termopar T2 e T3.

Na Figura 3.17 apresenta-se a distribuição de temperaturas ao longo da secção transversal dos vários termopares dispostos em diferentes pontos das secções transversais registadas.

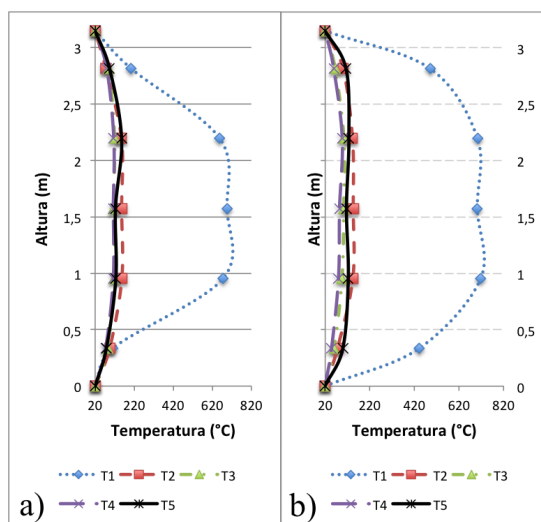


Figura 3.17 – Distribuição de temperaturas ao longo da altura para os vários termopares colocados no momento da rotura a)SIR12 b)S2R13

Como é possível verificar pela observação da figura, a distribuição longitudinal de temperaturas apresenta uma forma semelhante à esperada em ensaios experimentais deste tipo. A distribuição de temperaturas apresenta-se sensivelmente constante numa altura de aproximadamente 1m a meio do elemento, sendo que nas extremidades deste vai descendo, devido às perdas de calor que se observam nessa zona.

3.8.2 Forças de restrição

As forças de restrição relativas são um dos parâmetros que este estudo se propôs avaliar. Representadas adimensionalmente, dividindo o valor absoluto da força em cada instante pela carga inicialmente aplicada, permitem comparar o comportamento de vários elementos com características distintas. As forças vão aumentando enquanto o elemento se encontra em dilatação e, após atingir o seu máximo, começam a descer devido à degradação das propriedades mecânicas dos materiais. Considera-se que a coluna atingiu a rotura quando as forças de restrição voltam ao valor da carga inicialmente aplicada.

Na Figura 3.18 apresentam-se as forças de restrição relativa a que foram sujeitos os vários elementos em estudo durante o ensaio. Como pode ser verificado, as secções transversais menores apresentam um maior aumento relativo das forças adicionais geradas devido à restrição axial.

No que se refere ao coeficiente de restrição axial, k_{RA} , verifica-se que este não teve uma influência significativa nos tempos críticos das colunas. À exceção da coluna SIR13, que apresentou um tempo crítico um pouco inferior às restantes (pouco mais do que 5 minutos), todas as outras colunas apresentaram tempos críticos de aproximadamente 30 minutos. Esta

pequena discrepância neste elemento em particular, pode dever-se a imperfeições de montagem do sistema de ensaio, inerentes a qualquer trabalho experimental. Por outro lado, o aumento do coeficiente de restrição axial, k_{RA} , resulta num maior acréscimo de força. Este facto vai de encontro ao esperado, uma vez que uma rigidez superior da estrutura circundante transmite uma maior restrição à dilatação térmica originando maiores esforços adicionais.

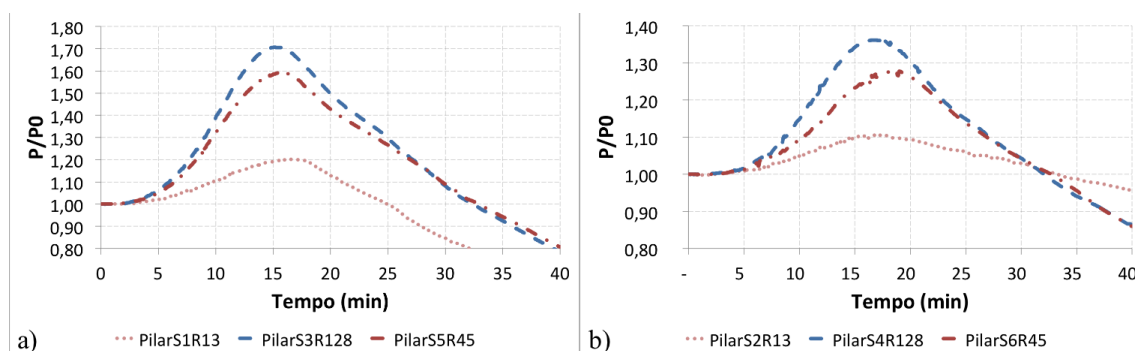


Figura 3.18 – Forças de restrição em secções quadradas a) 150mm de lado b) 220mm de lado

De igual modo, a esbelteza relativa não teve uma influência significativa nos tempos críticos das colunas, como pode ser verificado pela Figura 3.18. Este facto contraria a ideia de que uma secção menos esbelta, apresenta uma resistência ao fogo maior. Pode no entanto ser explicado pelo carregamento a que está sujeito e que é, naturalmente, superior ao carregamento a que os provetes quadrados com 150mm de lado estão constrangidos.

3.8.3 Deslocamentos, deflexões e rotações

Os deslocamentos axiais são representados como uma função do tempo e estão apresentados na Figura 3.19. Pode verificar-se que os deslocamentos axiais se comportam de modo semelhante às forças de restrição, aumentam até atingirem o seu máximo, passando depois a uma fase de declínio, até chegar à sua posição inicial.

Em geral, verifica-se que o aumento da rigidez da estrutura que envolve a coluna leva a um valor mais reduzido da dilatação axial do elemento. Esta é uma tendência que confirma o que foi exposto anteriormente, uma vez que o aumento da rigidez da estrutura circundante leva a um conseqüente aumento da restrição axial do elemento. Refira-se que o elemento *S6R45* não seguiu esta tendência. Este facto pode ser explicado por alguma imperfeição do sistema de ensaio.

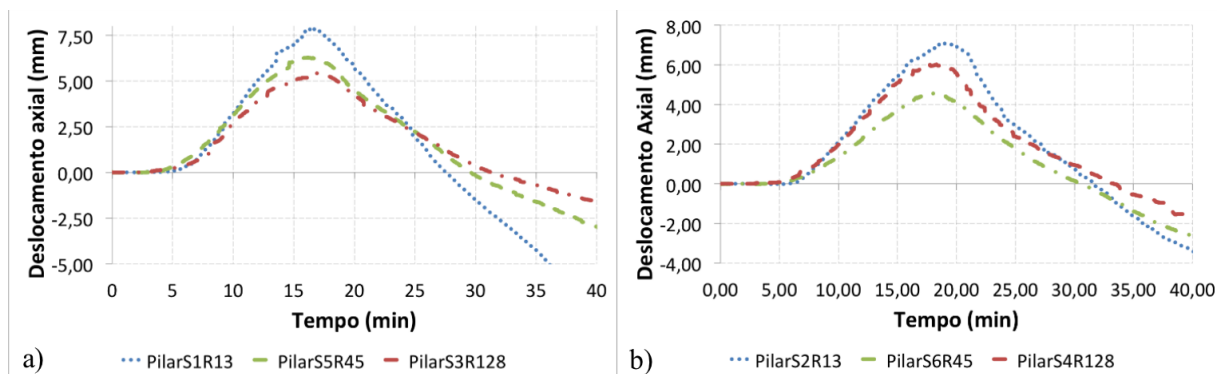


Figura 3.19 – Deslocamentos axiais secção quadrada a) 150mm de lado b) 220mm de lado

Quanto aos deslocamentos laterais, na Figura 3.20, é mostrada uma comparação entre os deslocamentos verificados nas colunas *S1R13* e *S2R13*, em vários instantes. Pode verificar-se que a coluna *S1R13* sofreu claramente deslocamentos de ordem superior, estando a sua maior deformada a meio vão. Este facto confirma aquilo que seria espectável, uma vez que uma coluna com maior esbelteza relativa (menor secção transversal), está mais susceptível ao fenómeno de encurvadura.

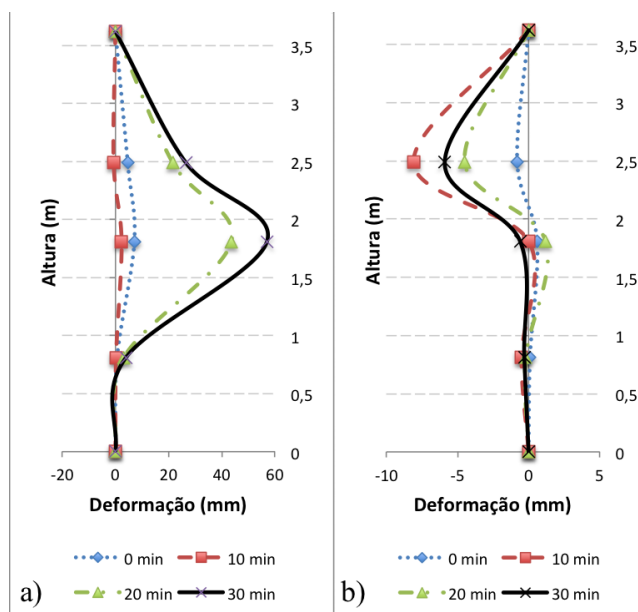


Figura 3.20 – Deslocamentos laterais das colunas em altura em vários instantes a) *S1R13* b) *S2R13*

Na Figura 3.21 apresenta-se ainda a título exemplificativo a evolução das rotações ao longo do tempo no topo e na base da coluna *S5R45* nas direções x e y. Pela figura pode verificar-se que as rotações sofridas no topo das colunas foram mais significativas do que na base, tendo maior incidência na direção y. De um modo geral, o valor das rotações foi muito baixo.

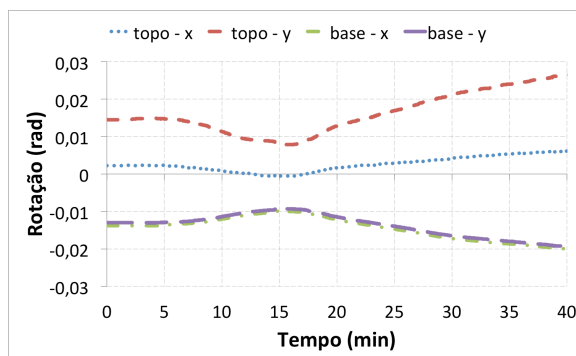
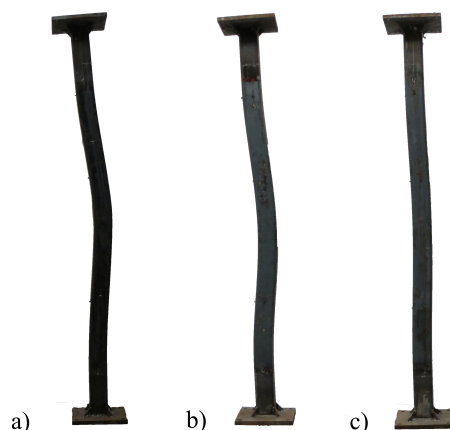


Figura 3.21 – Exemplo das rotações sofridas pelo elemento S5R45

3.8.4 Deformadas após ensaio

Nesta secção é feita uma comparação das deformadas sofridas pelas colunas após os ensaios. À exceção do provete *SIR13*, pode afirmar-se que a deformação das colunas foi pouco significativa. Em todos os casos, as colunas sofreram encurvadura global, não havendo quaisquer vestígios de encurvadura local. Tal facto pode dever-se ao preenchimento com betão, uma vez que em outras circunstâncias expostas na literatura (Pires et al., 2012), em colunas tubulares de aço simples, ou com preenchimento parcial de betão, é relatada a ocorrência de encurvadura local.

Figura 3.22 – Deformada após ensaio para colunas com 150mm de lado a) *SIR13* b) *S3R128* c) *S5R45*

Na Figura 3.22 apresenta-se uma comparação das deformadas sofridas pelas colunas após o ensaio, para colunas com uma secção transversal de 150mm de lado. Na Figura 3.23 estão representadas as deformadas após ensaio de colunas com uma secção transversal de 220mm de lado. Como se pode verificar, as secções menores (*SIR13*, *S3R128* e *S5R45*) foram aquelas que sofreram uma encurvadura mais acentuada. Tal facto confirma os resultados esperados, uma vez que estas secções têm uma esbelteza mais elevada.



Figura 3.23 – Deformada após ensaio para colunas com 220mm de lado a)S2R13 b)S4R128
c)S6R45

3.8.5 Outras observações importantes nos ensaios

Durante a realização dos ensaios experimentais, tomou-se nota de todos os aspetos que se pudessem mostrar relevantes para a eventual explicação dos resultados obtidos.

Tal como descrito por outros autores (Espinosa et al., 2010), os elementos tubulares preenchidos com betão mostram um comportamento em situação de incêndio que pode ser dividido em quatro fases distintas, como já foi exposto anteriormente neste texto. A primeira fase, que se caracteriza com a rápida expansão térmica do aço em comparação com o betão, resulta num desprendimento dos dois materiais. Durante o início dos ensaios experimentais, foram perceptíveis vários ruídos que se associam a esse desprendimento. Adicionalmente, este efeito pôde ser comprovado no fim do primeiro ensaio, como mostra a Figura 3.24.



Figura 3.24 – Descolamento do aço e do betão evidenciado num orifício feito para permitir a saída do vapor de água

Devido ao confinamento do betão na secção tubular de aço, a ocorrência de spalling não se torna tão evidente, como acontece nas estruturas tradicionais de betão armado. No entanto, a degradação do betão existiu e pode ser observada na Figura 3.25. Como pode ser notado pela análise da figura, foi experimentada uma degradação do material que se encontra confinado

pelo aço. Observa-se um desprendimento do betão das armaduras mas, o material encontra-se aderente ao tubo de aço.



Figura 3.25 – Pormenor do elemento tubular aberto

3.9 Considerações finais

No presente capítulo foram descritos os resultados obtidos na modelação experimental de colunas tubulares em aço preenchidas com betão e de secção quadrada. Os elementos estudados tinham $3,15m$ de altura e foram ensaiados em situação de incêndio, seguindo aproximadamente a curva de incêndio padrão *ISO 834* (1975).

Os ensaios experimentais realizados tinham como principal objetivo a caracterização do comportamento estrutural deste tipo de colunas. As principais considerações que podem ser retiradas desta modelação são:

- O aumento do coeficiente de restrição axial, k_{RA} não leva a diferenças significativas no tempo crítico dos elementos ensaiados;
- As colunas de secção menor sofrem um aumento superior das forças de restrição relativas;
- Embora o aumento da rigidez da estrutura circundante não se mostre determinante no que toca aos tempos críticos dos elementos, este facto provoca um aumento significativo nas forças de restrição relativa;
- O aumento da rigidez da estrutura envolvente leva a uma diminuição da dilatação térmica dos elementos.

4 MODELAÇÃO NUMÉRICA DE COLUNAS TUBULARES EM AÇO PREENCHIDOS COM BETÃO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

4.1 Introdução

O presente capítulo tem como principal objetivo expor a metodologia adotada para o desenvolvimento das simulações numéricas realizadas, utilizando o programa de elementos finitos ABAQUS (2010).

Para que uma solução estrutural se torne competitiva na área da Engenharia Civil, devem ser desenvolvidos métodos de cálculo simplificados, a inserir nos códigos de projeto disponíveis. A existência de métodos de cálculo simplificados torna o seu dimensionamento mais fácil e expedito, tornando a sua utilização mais económica, do ponto de vista do projeto.

Para que sejam desenvolvidos métodos de cálculo satisfatórios e simples, são realizados estudos analíticos complexos e morosos, baseados em resultados maioritariamente experimentais. Porém, devido ao elevado custo associado aos ensaios experimentais como os que se apresentam no Capítulo 3 da presente dissertação, tende-se a tirar cada vez mais partido das ferramentas numéricas de cálculo avançado.

Sendo assim, tenta-se tirar partido das duas metodologias: experimental e numérica. Modelos experimentais são realizados para um conjunto limitado de elementos. Depois de realizados, tenta-se simular o seu comportamento através do modelo numérico. Calibrado o modelo numérico, podem alargar-se as simulações para situações que não foram testadas experimentalmente.

Devido à sua complexidade, o software de cálculo utilizado está dividido em vários módulos: *Part*, *Mesh*, *Property*, *Assembly*, *Step*, *Interaction*, *Load*, *Job* e *Visualisation*. Nas secções que se seguem, expõem-se detalhadamente a metodologia e todos os parâmetros adotados para o desenvolvimento dos modelos numéricos, comparando os seus resultados com os obtidos pelos ensaios experimentais.

4.2 Características do modelo numérico

4.2.1 Geometria e malha de elementos finitos do modelo

Um modelo de elementos finitos tridimensional foi desenvolvido para simular o comportamento das colunas previamente testadas. O primeiro passo da definição do modelo numérico é a definição clara da sua geometria. Para definir a geometria do modelo recorreu-se ao módulo *Part*. Neste módulo, definiram-se todas as partes constituintes do modelo

separadamente: tubo de aço, preenchimento de betão, chapa de aço e vigas de restrição. Optou-se por não se simular os colunas do pórtico de restrição no modelo numérico para não o sobrecarregar e o seu efeito foi transmitido por condições de fronteira adequadas. Refira-se que a restrição à dilatação térmica podia ter sido realizada por meio de molas, no entanto este método não apresentou uma boa aproximação de resultados. Pensa-se que pode ter sido devido ao esforço transversal nas vigas de restrição que desta forma não pode ser devidamente representado.

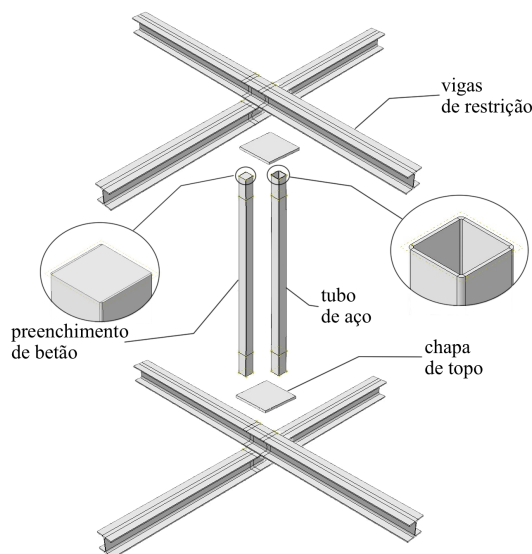


Figura 4.1 – Representação de todas as partes do modelo numérico

Inicialmente foram realizadas simulações tirando partido da simetria dos modelos, isto é, considerando apenas metade da secção transversal da coluna. Mais à frente serão comparados ambos os modelos. A Figura 4.1 mostra as várias partes do modelo numérico.

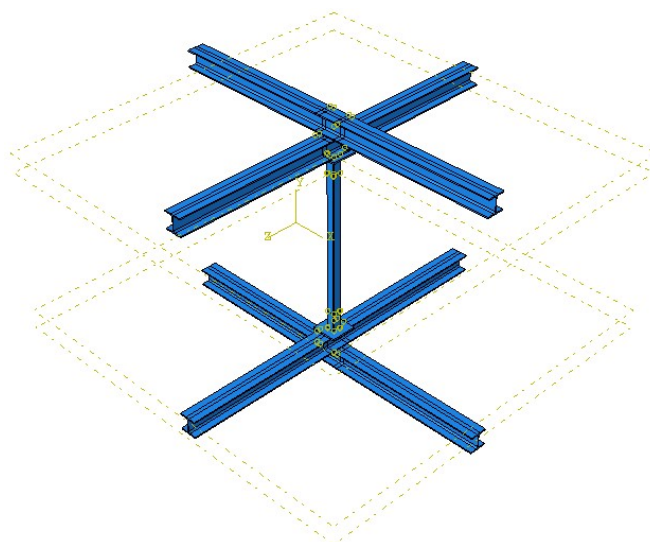


Figura 4.2 – Representação do modelo numérico depois de cada uma das partes devidamente posicionadas de acordo com o sistema de coordenadas global

Depois de realizadas todas as partes do modelo, estas são dispostas em relação a um sistema de coordenadas global, definindo a geometria final do modelo. Este posicionamento final dos constituintes do modelo é realizado no módulo *Assembly*. Na Figura 4.2 apresenta-se o aspeto geral do modelo depois de posicionados todos os seus elementos.

O modelo foi discretizado utilizando elementos sólidos tridimensionais de 8 nós para o preenchimento de betão, o tubo de aço, a chapa de topo e as vigas de restrição(Figura 4.3).

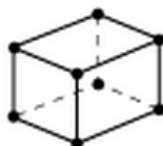


Figura 4.3 – Diferentes tipos de elementos finitos utilizados no modelo (ABAQUS, 2010)

A malha de elementos finitos foi definida de modo a que a sua dimensão máxima fosse de 2 cm para o provete e de 5cm para as vigas do pórtico de restrição. Estes valores foram estabelecidos com base em estudos prévios (Espinos et al., 2010). Na Figura 4.4 apresenta-se o modelo numérico discretizado.

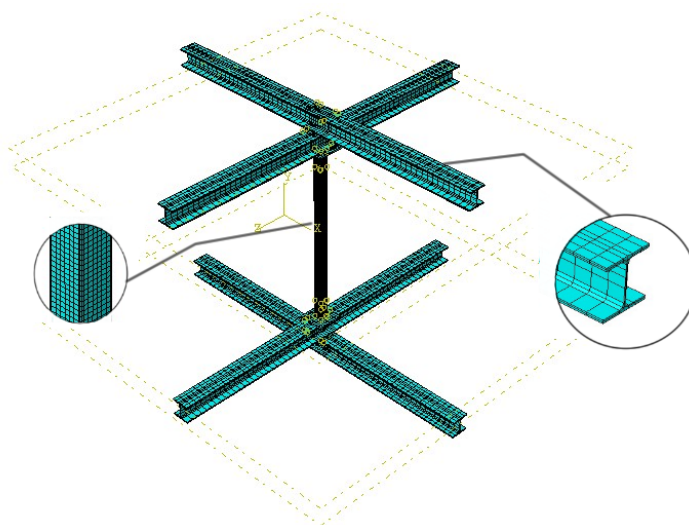


Figura 4.4 – Modelo numérico discretizado enfatizando o maior refinamento da malha no elemento ensaiado do que na estrutura auxiliar.

4.2.2 Propriedades dos materiais

O software utilizado permite definir as propriedades dos materiais, térmicas e mecânicas, em função da temperatura do elemento, através do módulo *Property*. Nesta secção serão expostos e justificados todos os valores assumidos neste trabalho.

4.2.2.1 Propriedades físicas e térmicas

4.2.2.1.1 Aço

As propriedades térmicas do aço estrutural definidas no modelo numérico seguiram as recomendações da EN 1993-1-2 (2010). Os valores que se definiram no modelo numérico foram: a extensão térmica, o calor específico e a condutibilidade térmica. Na Figura 4.5 mostram-se, a título exemplificativo, as curvas inseridas no software de cálculo para as propriedades térmicas do aço a temperaturas elevadas.

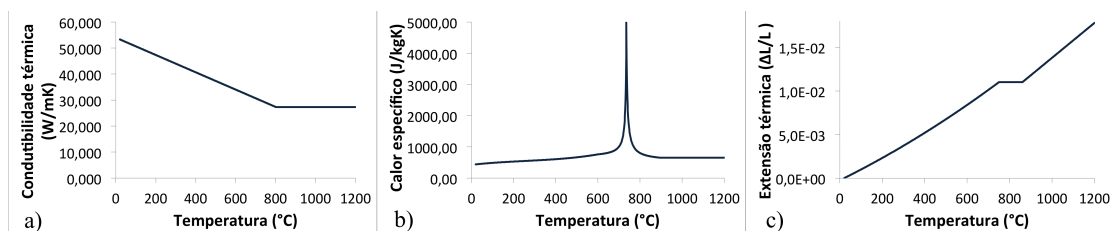


Figura 4.5 – Propriedades térmicas do aço a temperaturas elevadas a) Condutibilidade térmica b) Calor específico c) Extensão térmica

A condutibilidade térmica pode ser definida como a quantidade de calor por unidade de tempo que atravessa uma camada de espessura e área unitárias desse material, por unidade de diferença de temperatura entre as suas duas faces e apresenta-se a representação gráfica da sua variação em função da temperatura na Figura 4.5a).

O calor específico é definido como a energia necessária para elevar a temperatura de uma unidade de massa do material em um grau Kelvin. Na Figura 4.5b) apresenta-se a variação do calor específico com a temperatura. Verifica-se um pico pouco antes do material chegar aos 800°C. Esta singularidade deve-se a uma transformação cristalográfica endotérmica do aço aos 735°C. Estes valores foram usados tanto no aço do tubo como nas armaduras.

Tal como o que se encontra prescrito na EN 1993-1-2 (2010), a massa volúmica do aço pode ser considerada independente da temperatura assumindo um valor constante de 7850 kg/m³.

4.2.2.1.2 Betão

No que se refere às propriedades térmicas do betão e à sua variação com a temperatura, seguiram-se as indicações da EN 1992-1-2 (2010). Na Figura 4.6 apresentam-se as curvas que foram adotadas para cada uma das características térmicas.

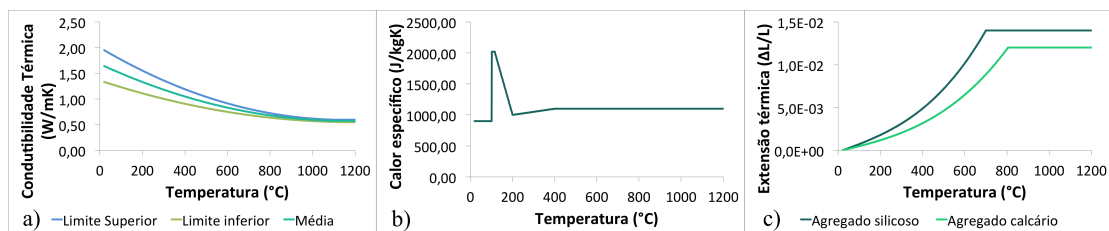


Figura 4.6 – Propriedades térmicas do betão a temperaturas elevadas a) Condutibilidade térmica b) Calor específico c) Extensão térmica

Segundo a EN 1992-1-2 (2010), o limite inferior da condutibilidade térmica fornece uma aproximação mais realista do comportamento do betão simples, uma vez que o limite superior foi determinado com base em ensaios de estruturas mistas de aço/betão. Para o desenvolvimento deste estudo adotou-se uma média entre os dois valores, igualmente assinalada no gráfico.

Em relação ao calor específico, sabe-se que esta grandeza varia com o teor de água do betão. Para a definição do modelo numérico foi utilizado um valor do calor específico correspondente a um teor de água de 3%, como mostrado na Figura 4.6b).

No que concerne à extensão térmica, utilizou-se o valor correspondente a agregados calcários.

Devido à evaporação do vapor de água do betão à medida que a temperatura vai aumentando, este material sofre uma redução no valor da sua massa volúmica, como pode ser verificado pela curva representada na Figura 4.7.

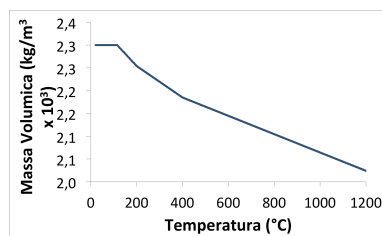


Figura 4.7 – Variação da massa volúmica do betão com a temperatura

4.2.2.2 Propriedades mecânicas

Pode afirmar-se que, para a generalidade dos materiais, as suas propriedades mecânicas sofrem uma degradação mais ou menos acentuada, consoante o tipo de material, como se descreve de seguida.

4.2.2.2.1 Aço

O módulo de elasticidade é a quantidade que representa o coeficiente de proporcionalidade entre a tensão instalada num material e a extensão que este sofre. Para o aço considerou-se a relação do módulo de elasticidade com a temperatura indicada na EN 1993-1-2 (2010), representada na Figura 4.8. Para o valor do coeficiente de Poisson, seguiram-se as indicações

de outros autores (Capilla, 2012) e assumiu-se um valor independente da temperatura e igual a 0,3.

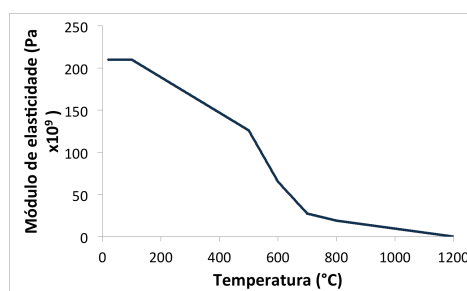


Figura 4.8 – Variação do módulo de elasticidade do aço com a temperatura

Quanto à lei constitutiva do aço, seguiu-se a relação tensão-extensão unidimensional em função da temperatura, descrita na EN 1993-1-2 (2010) como se pode verificar na Figura 4.9.

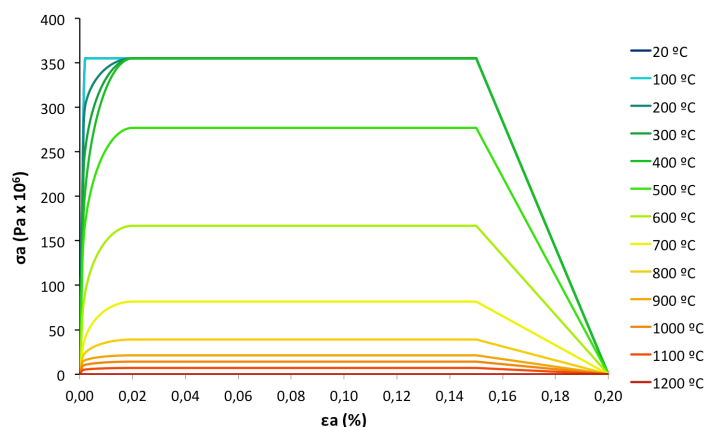


Figura 4.9 – Diagrama tensão-extensão de um aço S355 para vários valores da temperatura

4.2.2.2.2 Betão

À semelhança do que acontece com o aço, também o betão sofre uma alteração significativa nas suas capacidades resistentes com o aumento de temperatura. Contrariamente ao que acontece com o aço, a norma EN 1992-1-2 (2010) não apresenta a variação do módulo de elasticidade em função da temperatura. Neste estudo foi seguida a sugestão de vários autores e assumiu-se que o efeito da temperatura no módulo de elasticidade é semelhante ao efeito sobre a resistência à compressão. Na Figura 4.10 mostra-se a representação gráfica da variação do módulo de elasticidade do betão com a temperatura.

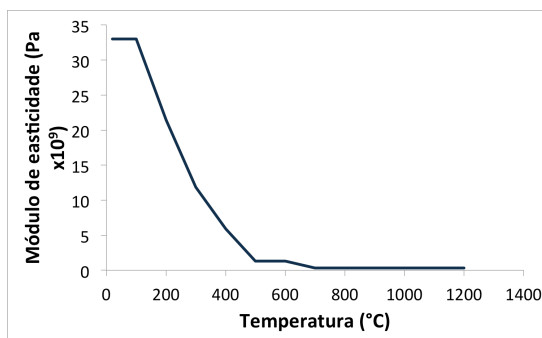


Figura 4.10 – Variação do módulo de elasticidade do betão com a temperatura.

Na EN 1992-1-2 (2010) é apresentado um modelo que define a relação tensão-extensão para o betão em função da temperatura. Por se encontrar fora do âmbito de aplicação do presente trabalho, apresentam-se na Figura 4.11 apenas as curvas tensão extensão resultantes desse modelo para um betão de agregados calcários com f_{ck} igual a 30MPa.

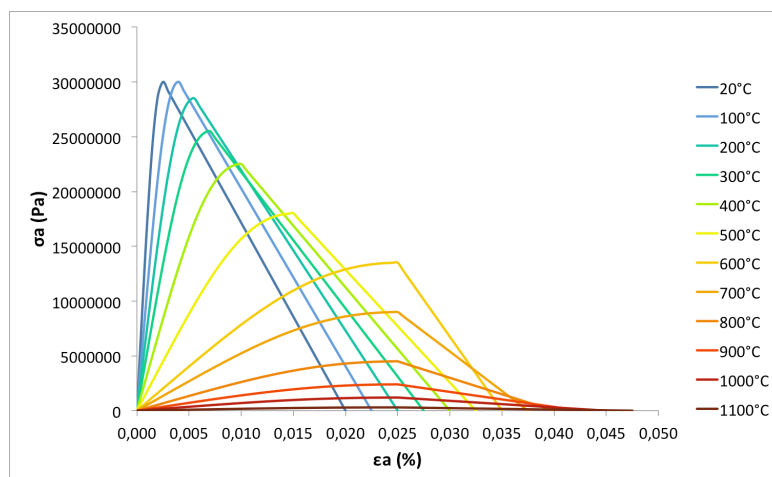


Figura 4.11 - Diagrama tensão-extensão de um betão para vários valores da temperatura

4.2.3 Imperfeições geométricas iniciais

Para ter em conta o efeito das eventuais imperfeições geométricas no modelo, a coluna foi de início desenhada com uma encurvadura inicial com um valor de $L/1000$. Este valor foi escolhido com base em estudos anteriores (Espinos et al., 2010) que mostraram ser o mais adequado.

4.2.4 Procedimento de análise

Para fazer face ao problema que se propõe neste trabalho, existem duas abordagens possíveis e válidas: a primeira era tratar o problema como um só, permitindo que o software de cálculo realizasse um cálculo completo, desde a análise térmica à análise estrutural; a segunda era realizar dois modelos sequenciais para realizar a análise térmica e estrutural, inserindo-se os valores obtidos no primeiro no segundo. A presente tese apresenta resultados de um modelo

do primeiro tipo. Apesar de necessitar de um elevado esforço de cálculo, acredita-se aproximar o comportamento dos elementos de forma mais fiel.

De referir que no desenvolvimento dos modelos numéricos foi usada a curva real seguida pelo forno e não a curva *ISO 834* (1975) uma vez que o forno elétrico tem alguma dificuldade em acompanhar a curva referida. No que concerne aos parâmetros correspondentes ao problema de transferência de calor, foram adotados os valores que constam na EN 1991-1-2 (2010). Deste modo, para o coeficiente de transmissão de calor por convecção, α_c , utilizou-se o valor de $25 W/m^2K$, a constante de Stephan-Boltzman, σ , foi considerada igual a $5,67 \times 10^{-8} W/m^2K^4$, para a emissividade da face exposta, ε_m , considerou-se o valor de 0,7, para a emissividade do fogo, ε_f , o valor de 1.

A ação térmica foi transmitida ao modelo no módulo *Interaction* por convecção e por radiação. Quanto à ação mecânica, foi transmitida ao modelo pelo módulo *Load*, assim como as condições fronteira dos elementos.

4.3 Análise de resultados

Na presente secção, é feita a análise de resultados numéricos obtidos no estudo experimental desenvolvido nesta dissertação e respetiva comparação com os modelos experimentais desenvolvidos. Adicionalmente, são também comparados os resultados experimentais descritos no Capítulo 3 com um estudo semelhante desenvolvido na Universidade de Coimbra por Pires et al. (2012) incidente em colunas tubulares circulares em aço preenchidas com betão.

4.3.1 Comparação com resultados experimentais de Pires et al. (2012)

Nesta secção, é apresentada uma comparação entre o programa experimental apresentado no Quadro 3.7 e o programa experimental desenvolvido por Pires et al. (2012), incidente em tubulares circulares em aço preenchidas com betão.

No Quadro 4.1 apresentam-se as principais características das colunas comparadas na presente secção, sendo que as colunas S1R13, S2R13, S3R128 e S4R128 foram desenvolvidas no âmbito desta dissertação e encontram-se descritas no Capítulo 3. Por sua vez, as colunas C1R13, C2R13, C3R128 e C4R128 foram desenvolvidas na Universidade de Coimbra por Pires et al. (2012). Os resultados experimentais que de seguida se expõe fazem parte de um vasto programa experimental.

Quadro 4.1 – Principais características das colunas comparadas

Coluna	d [mm]	$\bar{\lambda}$ [-]	P_0 [kN]	k_{RA} [kN/mm]	Rebar [%]
S1R13	150,0	0,58	615	13	2,52
C1R13	168,3	0,50	375	13	
S2R13	220,0	0,39	1300	13	2,8
C2R13	219,1	0,32	633	13	
S3R128	150,0	0,58	615	128	2,52
C3R128	168,3	0,50	375	128	
S4R128	220,0	0,39	1300	128	2,8
C4E128	219,1	0,32	633	128	

As condições de ensaio de ambos os programas experimentais foram semelhantes entre si e podem ser consultadas no Capítulo 3 do presente texto.

4.3.1.1 Evolução de temperaturas

À semelhança do que foi verificado na secção 3.7.1 desta dissertação, também neste caso foi observado que o tubo de aço tende a acompanhar a temperatura do ambiente do forno. Na Figura 4.12 observa-se que existe uma taxa de aquecimento ligeiramente superior para as secções circulares do que para as secções quadradas. Este facto pode ser explicado pela própria forma da secção, pois existe uma maior área de exposição ao fogo dos elementos circulares, não existindo superfícies angulosas, como existem nas secções quadradas que se traduzem numa concentração de temperaturas.

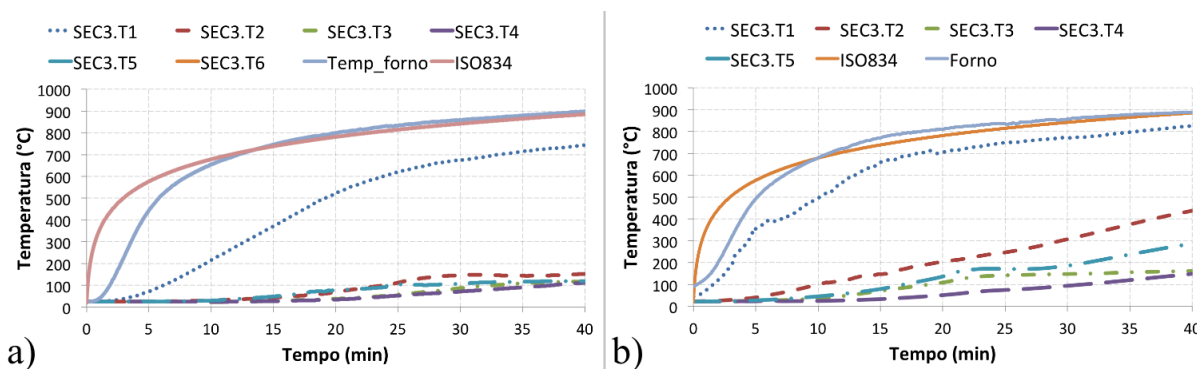


Figura 4.12 - Evolução de temperaturas ao longo do tempo a) Provete S2R13 b) Provete C2R13

4.3.1.2 Forças de restrição

Pode também verificar-se que, de um modo geral, as colunas de secção circular apresentaram um tempo crítico ligeiramente superior às colunas de secção quadrada, apresentando tempos críticos, em média, 5 minutos superiores. Note-se no entanto que as segundas estavam também sujeitas a uma carga superior (devido à sua também superior carga de encurvadura à temperatura ambiente).

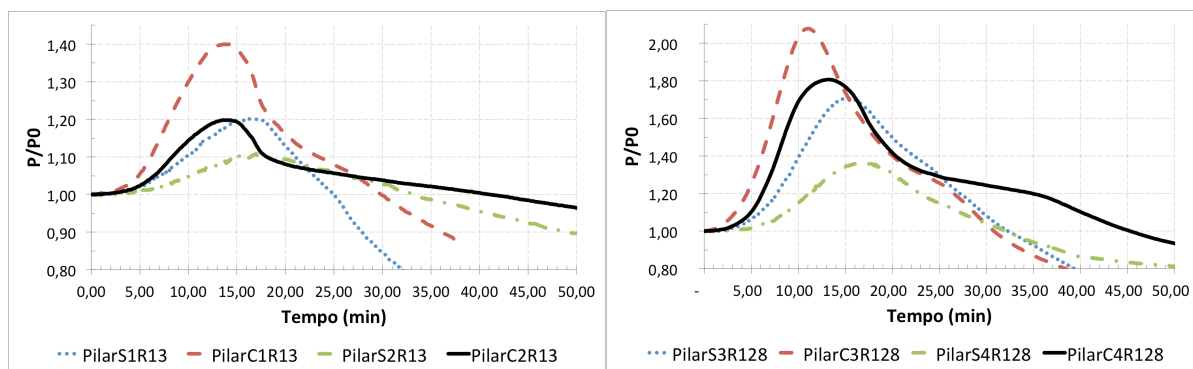


Figura 4.13 - Forças de restrição a) $k_{RA}=13 \text{ kN/mm}$ b) $k_{RA}=128 \text{ kN/mm}$

Outro facto curioso que pode ser observado na Figura 4.13 são os valores das forças de restrição relativas que se mostram superiores para colunas de secção circular do que para colunas de secção quadrada. Embora o aumento do coeficiente de restrição axial (k_{RA}) não se mostre determinante quando se analisa o tempo crítico do elemento esta alteração na estrutura que envolve o elemento provoca um aumento significativo nas forças de restrição relativas.

4.3.2 Comparação entre as análises experimental e numérica

Por questões que se prendem com a limitação temporal da elaboração da presente dissertação, apenas foi possível realizar uma primeira abordagem numérica dos problemas experimentais, utilizando o programa de elementos finitos *ABAQUS* (2010). Deste modo, não foi possível desenvolver suficientemente o modelo, de modo a que haja uma completa concordância entre o modelo numérico e experimental. Esta diferença foi notada especialmente no que concerne a análise mecânica da coluna, como é mostrado nas secções seguintes. No estudo numérico desenvolvido pretendeu-se simular o comportamento da coluna S1R13

4.3.2.1 Evolução de temperaturas

A análise térmica levada a cabo pelo software de cálculo pode ser observada na Figura 4.14. Na figura são apresentados os resultados de um termopar soldado no exterior do tubo de aço e de um termopar localizado no interior do preenchimento de betão. Apresentam-se as evoluções de temperaturas resultantes dos modelos numéricos desenvolvidos, considerando a secção transversal no seu todo ou apenas metade. Como se pode verificar, ambos os modelos numéricos apresentam uma evolução de temperaturas muito semelhante entre si, coincidente durante grande parte do ensaio. Este facto evidencia que, pelo menos no que se refere à análise térmica, existem algumas vantagens em utilizar apenas metade da secção transversal, sendo que o tempo de cálculo necessário é substancialmente reduzido.

Realizando a comparação entre os resultados numéricos e o ensaio experimental realizado, observa-se uma pequena discrepância entre eles. A diferença observada no tubo de aço é mais acentuada no início do ensaio e pode ser explicada pela utilização da curva *ISO 834* (1975) nos modelos numéricos, em oposição à curva real experimentada pelo forno. Quanto ao termopar no interior do preenchimento de betão, a discrepância entre resultados numéricos e

experimentais pode dever-se às propriedades térmicas do betão consideradas no modelo numérico. Neste estudo foi adoptada a bordagem proposta na EN 1992-1-2 (2010), no entanto, estudos anteriores (Espinosa et al., 2010) mostraram que podem haver outras abordagens que sejam capazes de prever o comportamento do betão de um modo mais preciso. Pode por isso considerar-se o estudo da adopção de outros valores no futuro.

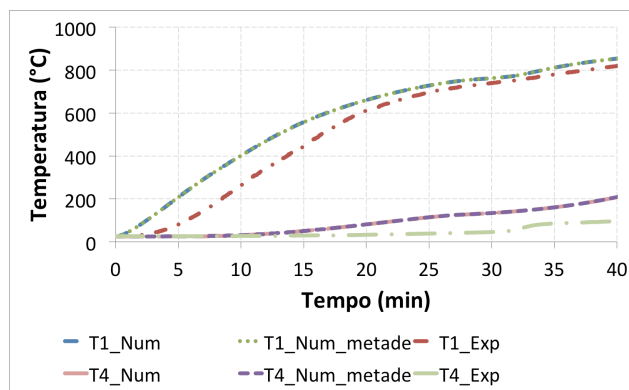


Figura 4.14 – Evolução de temperaturas ao longo do tempo, experimental e numérica.

4.3.2.2 Forças de restrição

Numa primeira análise das forças de restrição ilustradas na Figura 4.15, pode verificar-se que ambos os modelos numéricos apresentam valores muito semelhantes entre si para a evolução das forças de restrição. Mais uma vez, é confirmado que o facto de se considerar apenas metade da secção transversal apresenta boas aproximações em comparação com a consideração da secção transversal inteira, poupando bastante tempo de cálculo computacional.

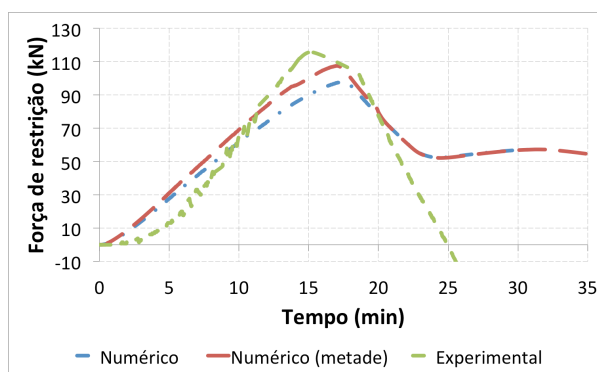


Figura 4.15 – Evolução das forças de restrição geradas ao longo do tempo

Apesar de inicialmente apresentarem uma evolução das forças de restrição semelhante entre si, os modelos numéricos mostram uma evolução ligeiramente mais rápida, em comparação com o observado experimentalmente. Observam-se indícios de que o coeficiente de restrição axial modelado nos modelos numéricos é ligeiramente superior ao dos trabalhos experimentais. Em absoluto, os valores obtidos são bastante semelhantes, sendo que as

simulações numéricas apresentam valores ligeiramente inferiores aos valores obtidos experimentalmente.

Adicionalmente, verifica-se que, quando o modelo numérico atinge sensivelmente o minuto 23, o elemento apresenta um comportamento que contraria o observado nos ensaios experimentais. Este momento corresponde à altura em que o betão volta a ficar em contacto com a chapa que transmite a carga (correspondente à rotura do tubo de aço, ver Figura 2.7). A estabilização das forças de restrição que se observa deve-se ao facto de não terem sido modeladas as armaduras. Nos ensaios experimentais, a armadura utilizada foi soldada a ambas as chapas de topo, fazendo com que o betão acompanhe a dilatação térmica do tubo de aço. Pelo contrário, uma vez que este facto não foi considerado numericamente, observa-se claramente o patamar em que o betão volta a estar em contacto com a chapa de topo. Adicionalmente, pode referir-se que o modelo adotado para o betão no software de cálculo (*ABAQUS*, 2010) não tem em conta efeitos como a fissuração, o fluxo de vapor, a mudança de fase da água ou a ocorrência de spalling no betão, como referido por Correia (2013). Deste modo, pode afirmar-se que o modelo considerado pelo software *ABAQUS* (2010), apesar de apresentar resultados coerentes à temperatura ambiente, não se apresenta como uma boa solução quando se pretende estudar o comportamento do betão em situação de incêndio.

4.4 Considerações finais

De um modo geral, pode afirmar-se que a consideração de apenas metade da secção transversal na modelação numérica apresenta resultados bastante aproximados aos obtidos com a consideração da secção transversal no seu todo. Para a análise térmica, os dois modelos apresentaram valores praticamente coincidentes e para a análise mecânica são obtidos erros inferiores a 10%. Adotando esta simplificação, é possível diminuir substancialmente o tempo de cálculo computacional.

Compreendeu-se também que o modelo de evolução térmica adotado pelo programa de cálculo utilizado (*ABAQUS*, 2010) apresenta uma boa previsão da evolução de temperaturas verificadas experimentalmente. Fica no entanto a referência para estudos futuros que deve ser inserida no programa de cálculo a curva real experimentada pelo forno, em oposição à curva *ISO 834* (1975).

No que se refere à análise mecânica da coluna, o software não apresentou tão bons resultados como o que aconteceu para a evolução de temperaturas. Estes resultados evidenciam algumas dificuldades que o software mostra em caracterizar o comportamento de elementos deste tipo, principalmente no que à contribuição do betão diz respeito. Fica ainda a nota de que devem ser estudadas alternativas para os modelos que caracterizam o comportamento dos materiais a temperaturas elevadas e também que devem ser modeladas as armaduras longitudinais utilizadas.

5 CONCLUSÕES E DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

5.1 Conclusões

Nesta dissertação é apresentado um estudo sobre o comportamento ao fogo de colunas tubulares preenchidas com betão de secção quadrada. Durante o desenvolvimento deste trabalho, foram realizados modelos experimentais com o objetivo de caracterizar o comportamento deste tipo de elementos em situação de incêndio. Adicionalmente, foi desenvolvido um modelo numérico tridimensional, utilizando o software de elementos finitos *ABAQUS* (2010).

Os resultados experimentais obtidos durante o programa de ensaios serão utilizados para calibrar modelo numérico desenvolvido no futuro. Este procedimento torna possível a utilização deste modelo para generalizar resultados que permitam desenvolver estudos paramétricos. O principal propósito do desenvolvimento destes estudos é a elaboração de novos métodos de cálculo simplificados baseados na norma em vigor EN 1994-1-2 (2011) que melhorem a sua aproximação de resultados.

Os resultados obtidos neste estudo foram comparados com um estudo experimental que foi levado a cabo na Universidade de Coimbra por Pires et al (2012), em condições semelhantes. Este estudo incidiu sobre secções tubulares em aço preenchidas com betão e de secção transversal circular.

5.1.1 Tempos críticos

Durante o estudo desenvolvido, foi dado especial ênfase aos tempos críticos das colunas ensaiadas. Este é o principal parâmetro que permite avaliar a resistência ao fogo dos elementos e, como tal, foi cuidadosamente analisado e avaliado com o objetivo de se compreender quais os principais parâmetros que o influenciam.

Um dos parâmetros que não se mostrou importante no tempo crítico das colunas foi a esbelteza do elemento. Em ambas as seções transversais quadradas testadas, o tempo crítico observado foi semelhante. Este facto contradiz alguns estudos desenvolvidos previamente (Capilla, 2012; Pires et al., 2012), podendo ser explicado pelo maior valor do carregamento em valor absoluto, para as colunas menos esbeltas.

Quanto à influência do coeficiente de restrição axial nos tempos críticos das colunas, pode afirmar-se que também este não é um parâmetro com efeito significativo. À semelhança do que foi verificado anteriormente (Pires et al., 2012) apesar deste parâmetro ter alguma influência no comportamento do elemento esta não se traduz numa variação do seu tempo crítico.

Quanto ao preenchimento de betão, este melhora o comportamento do elemento em situação de incêndio quando confrontado com colunas de aço simples, isto é, aumenta o seu tempo crítico.

5.1.2 Forças de restrição

Uma das características que torna o presente estudo pertinente e necessário para o desenvolvimento científico é o estudo das forças adicionais que se geram devido à restrição à dilatação térmica.

De um modo geral, verificou-se que em todos os casos as forças de restrição aumentavam com o aumento do coeficiente de restrição axial k_{RA} . Este comportamento confirmou o que se passou em estudos realizados anteriormente (Correia e Rodrigues, 2011; Pires et al., 2012) em colunas mistas de aço e betão, sujeitas a condições fronteira semelhantes.

Em comparação com colunas semelhantes mas de secção transversal circular (Pires et al., 2012), verificou-se que estas apresentam um valor das forças de restrição superior ao observado para colunas quadradas.

5.1.3 Deslocamentos e rotações

A dilatação térmica sofrida pelos materiais em situação de incêndio é um fenómeno cujo estudo se mostra necessário mas de difícil caracterização. O sistema de ensaio utilizado no estudo que se descreve permite um controlo cuidado sobre este fenómeno, a sua restrição e consequentes efeitos.

Observando os resultados obtidos, compreende-se que à medida que se aumenta o coeficiente de restrição axial, k_{RA} , é diminuída a dilatação térmica sofrida pelos elementos, tal como foi verificado anteriormente.

Quanto ao tipo de secções e a implicação da sua dimensão na dilatação térmica sofrida, observou-se que as secções superiores sofreram uma dilatação térmica mais acentuada. Esta tendência pode ser verificada, no entanto não houve uma diferença significativa entre os elementos.

No que se refere aos deslocamentos laterais, pode observar-se que os elementos com secção transversal de menor dimensão sofreram maior encurvadura. Para além desta tendência geral, pode verificar-se que nenhum dos elementos foi sujeito a encurvadura local. Acredita-se que este facto se deveu ao preenchimento de betão que evita a encurvadura local do elementos.

Quanto à secção de maior deslocamento lateral, tal como foi verificado por Pires et al. (2012), não foi a meia altura mas sim um pouco acima desta.

5.1.4 Análise numérica

Analisando o estudo numérico desenvolvido no Capítulo 4, pode compreender-se o elevado nível de complexidade deste tipo de abordagem. A correta caracterização do comportamento de elementos estruturais torna-se complexa, característica agravada se o objeto de estudo for o comportamento dos elementos em situação de incêndio.

Ao longo do estudo realizado percebeu-se que podem ser adotadas algumas simplificações no modelo numérico a fim de reduzir o seu tempo de cálculo computacional. Essas simplificações passam por considerar apenas metade da secção transversal, tirando partido da sua simetria.

Pôde também concluir-se que os modelos desenvolvidos são capazes de prever com alguma coerência o comportamento do aço. Pelo contrário, quando o betão se mostra o principal elemento responsável pela estabilidade do elemento (depois de colapsar o tubo de aço) o modelo numérico não corresponde ao esperado, podendo este facto ser em parte colmatado modelando numericamente as armaduras longitudinais adotadas.

5.2 Recomendações para estudos futuros

A utilização de colunas tubulares preenchidas com betão mostra várias vantagens quando comparada com a utilização de colunas tradicionais (aço e betão armado). Apesar de ultimamente terem sido desenvolvidos esforços para que o comportamento destes elementos possa ser corretamente caracterizado, ainda existe uma escassez considerável de resultados, principalmente no que concerne ao seu comportamento em situação de incêndio. Consequente à falta de investigação experimental que se refere, são os resultados por vezes menos exatos que se obtêm em algumas aplicações particulares da EN 1994-1-2 (2011).

O comportamento do betão face a uma situação de incêndio é um fenómeno de difícil caracterização devido às inúmeras variáveis que o influenciam. Deste modo, é necessário que se reúnam esforços no sentido de melhor o caracterizar, para que no futuro a sua modelação numérica possa ser mais fiel. Neste caso, em particular, acresce outra variável que pode influenciar o seu comportamento: o confinamento transmitido pelo tubo de aço. Propõe-se assim que se desenvolvam estudos futuros que preencham estas lacunas.

O nível de carregamento e a percentagem de armadura dos elementos são parâmetros que se pensa poderem ser determinantes no comportamento de elementos deste tipo. Por essa razão, propõem-se que no futuro seja alargado o estudo experimental, no sentido de melhor compreender a sua influência, principalmente quando sujeitos a restrição à dilatação térmica.

A resistência residual dos elementos é de extrema importância em situação de incêndio, pois é ela que determina se estes foram totalmente inutilizados após a ação de incêndio, ou se são passíveis de algum tipo de recuperação. Deste modo, sugere-se que se estudem técnicas de

reparação dos elementos em questão, assim como técnicas de avaliação da sua resistência residual antes e após a reparação.

Tal como foi várias vezes referido ao longo deste texto, os métodos simplificados de cálculo constantes na EN 1994-1-2 (2011) que permitem estimar a resistência de colunas tubulares mistas preenchidas por betão, têm algumas limitações, explicitadas na secção 2.5 da presente dissertação. Deste modo, sugere-se que se desenvolvam estudos paramétricos com o objetivo de preencher essas lacunas. Recomenda-se especialmente o desenvolvimento de um método simplificado de cálculo, que permita estimar a distribuição de temperaturas ao longo da secção transversal de aço e betão. Adicionalmente, devem também ser desenvolvidos estudos analíticos que permitam obter coeficientes de redução da rigidez à flexão adequados.

Com o objetivo de obter resultados experimentais que permitam o correto desenvolvimento de métodos de cálculo simplificado em todas as situações, sugere-se que se desenvolvam colunas tubulares preenchidas com betão, sujeitas a restrição axial e rotacional e carregadas excentricamente.

Sugere-se que no futuro se estudem diferentes secções, nomeadamente rectangulares, e elípticas. Os ensaios realizados deverão ter em consideração diferentes condições de apoio, coeficientes de restrição axial e rotacional, cargas excêntricas e concêntricas.

Outro estudo que se considera ser interessante para fins de comparação com a presente dissertação é o desenvolvimento de ensaios experimentais em colunas de aço inox em condições semelhantes às que se apresentam no Capítulo 3.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABAQUS (2010). "Abaqus User's Manual – Version 6.10", Dassault Systèmes Simulia Corp, Providence, RI, USA.

Aribert, J. M., Renauld, C., Zhao, B. (2008). "Simplified fire design for composite hollow - section columns ", Struct Build, Vol. 161, Issue, pp. 325-336.

Beck J. M., Bizri H., Bresler B. (1974). "FIRES-T, a finite element programme for transient thermal analysis (two-dimensional)", Fire Reserarch Group, Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley.

Capilla, A. (2012). "Numerical analysis of the fire resistance of circular and elliptical slender concrete filled tubular columns", Doctoral Thesis, Department of Construction Engineering and Civil Engineering Projects, Valencia.

Correia, A. F. S. S. (2013). "Modelação Numérica de Pilares de Betão Armado com Dilatação Térmica Restringida Sujeitos a Incêndio", Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Coimbra, Coimbra.

Correia, A. J. M. e Rodrigues, J. P. C. (2011). "Fire resistance of partially encased steel columns with restrained thermal elongation." Journal of Constructional Steel Research, Vol. 67, Issue 4, pp. 593-601.

DBJ13-51-2003 (2003). Technical specification for concrete-filled steel tubular structures, Fuzhou: The Construction Department of Fujian Province, China.

Ding, J. e Wang, Y. C. (2008). "Realistic modelling of thermal and structural behaviour of unprotected concrete filled tubular columns in fire." Journal of Constructional Steel Research, Vol. 64, Issue 10, pp. 1086-1102.

EN 1991-1-2 (2010). Eurocode1 - Actions on structures. Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire. Comité Européen de Normalisation, Brussels, Belgium,.

EN 1992-1-2 (2010). Eurocode 2 - Design of concrete structures. Part 1-2: General rules - Structural fire design. Brussels, Belgium, Comité Européen de Normalisation.

EN 1993-1-1 (2010). Eurocode 3 - design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings. Brussels, Belgium, Comité Européen de Normalisation.

EN 1993-1-2 (2010). Eurocode 3 - Design of steel structures. Part 1-2: General rules - Structural fire design. Brussels, Belgium, Comité Européen de Normalisation.

EN 1994-1-1 (2011). Eurocode 4 - design of composite steel and concrete structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings. Brussels, Belgium, Comité Européen de Normalisation.

EN 1994-1-2 (2011). Eurocode 4 - design of composite steel and concrete structures. Part 1-2: General rules - Structural fire design. Brussels, Belgium, Comité Européen de Normalisation.

Espinos, A., Romero, M. L., Hospitaler, A. (2010). "Advanced model for predicting the fire response of concrete filled tubular columns." *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 66, Issue 8, pp. 1030-1046.

Espinos, A., Romero, M. L., Hospitaler, A. (2012). "Simple calculation model for evaluating the fire resistance of unreinforced concrete filled tubular columns." *Engineering Structures*, Vol. 42, Issue 0, pp. 231-244.

Ghojel J. (2004). "Experimental and analytical technique for estimating interface thermal conductance in composite structural elements under simulated fire conditions." *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 28, Issue 4, pp. 347-354.

Han, L. H. (2001). "Fire performance of concrete filled steel tubular beam-columns." *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 57, Issue 6, pp. 697-711.

Han, L. H., Yang, Y. F., Xu, L. (2002a). An experimental study and calculation on the fire resistance of concrete-filled SHS and RHS columns. *Advances in Steel Structures (ICASS '02)*. S. L. Chan, J. G. Teng, J. G. T. K.F. ChungA2 - S.L. Chan and K. F. Chung. Oxford, Elsevier: 1135-1142.

Han, L.H., Yang, Y. F., Yang, H., Huo, J. (2002b). "Residual strength of concrete-filled RHS columns after exposure to the ISO 834 standard curve." *Thin-Walled Structures*, Vol. 40, Issue, pp. 991-1012.

Han, L. H. e Huo, J. (2003). "Concrete-filled hollow structural steel columns after exposure to ISO-834 fire standard." *Journal of Structural Engineering*, Vol. 129, Issue, pp. 68-78.

Han, L. H., Zhao, X. L., Yang, Y. F., Feng, J. B.(2003). "Experimental study and calculation on the fire resistance of concrete-filled hollow Steel Columns." *J. Struct Eng.*, Vol. 129, Issue 3, pp. 346-356.

ISO 834 (1975). Fire resistance tests - elements of building construction. Geneva, Switzerland, International Organization for Standardization.

Kodur, V. K. R. (1999). "Performance-based fire resistance design of concrete-filled steel columns." *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 51, Issue 1, pp. 21-36.

Lawson e Newton (1996). *Structural Fire Design to EC3 and EC4, and Comparison with BS 5950*. UK, The Steel Construction Institute, UK.

NP EN 10002-1 (2006). *Materiais metálicos. Ensaio de tracção. Parte 1: Método de ensaio à temperatura ambiente*, IPQ.

NP EN 206-1 (2007). *Betão. Parte 1: Especificação, desempenho, produção e conformidade*, IPQ.

Pires, A. C., Rodrigues, J. P. C., Silva, J. J. R. (2012). "Fire resistance of concrete filled circular hollow columns with restrained thermal elongation." *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 77, Issue 0, pp. 82-94.

Renaud, C., Joyeux, D., Kruppa, J. (2004). "Improvement and extension of the simple calculation method for fire resistance of unprotected concrete filled hollow columns". C. r. p. 15Q-12/03. Saint-Rémy-lès-Chevreue, France, Centre Technique Industriel de la Construction Métallique (CTICM).

Romero, M. L., Moliner, V., Espinos, A., Ibanez, C., Hospitaler, A. (2011). "Fire behavior of axially loaded slender high strength concrete-filled tubular columns." *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 67, Issue 12, pp. 1953-1965.

Schneider, U., Haksever, A. (1976). "Bestimmung der aquivalenten Branddauer von statisch bestimmt gelagerten stahlbetonbalken bei natürlichen Branden", Bericht des Instituts für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig.

Wang, Y. C. (1997). "Some considerations in the design of unprotected concrete-filled steel tubular columns under fire conditions." *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 44, Issue 3, pp. 203-223.

Wang, Y. C. (2000). "A simple method for calculating the fire resistance of concrete-filled CHS columns." *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 54, Issue 3, pp. 365-386.

Witteveen J., Twilt L., Bylaard F. S. K. (1977). "The stability of braced and unbraced frames at elevated temperatures". *Second International Colloquium on Column Strength*. Liège 13-15, pp. 647-655.

Zha X.X. (2003). "FE analysis of fire resistance of concrete filled CHS columns." *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 59, Issue 6, pp. 769-779.

ANEXO A – ENSAIOS DE COMPRESSÃO DO BETÃO

Neste anexo apresentam-se os resultados obtidos nos ensaios de resistência à compressão uniaxial do betão utilizado na execução dos modelos experimentais. Estes ensaios foram realizados de acordo com as indicações que constam na NP EN 206-1, tendo sido utilizados provetes cúbicos de 150mm de aresta. O valor da resistência à compressão dos elementos foi calculada através do coeficiente entre a força aplicada ao provete e a área de contacto entre os pratos da prensa.

A.1 Resultados dos ensaios experimentais

Quadro A.1 – Resultados dos ensaios de compressão do betão aos 7 dias

Proвете N°	Data de fabrico	Data de ensaio	Peso [kg]	Carga de rotura [kN]	Tensão [kN]
1	2013-06-17	2013-06-24	7,8	542,5	24,11
2	2013-06-17	2013-06-24	7,8	494,9	21,99
3	2013-06-17	2013-06-24	7,8	510,6	22,69
	Média (μ)		7,8	516,0	22,93
	Máximo		7,8	542,5	24,1
	Mínimo		7,8	494,9	21,99
	Variância (σ^2)		0	588,3	1,17
	Desvio Padrão (σ)		0	24,26	1,08
	Coeficiente de variação		0,00%	4,71%	4,70%

Quadro A.2 - Resultados dos ensaios de compressão do betão aos 14 dias

Proвете N°	Data de fabrico	Data de ensaio	Peso [kg]	Carga de rotura [kN]	Tensão [kN]
1	2013-06-17	2013-07-01	7,8	665,5	29,58
2	2013-06-17	2013-07-01	7,8	598,1	26,58
3	2013-06-17	2013-07-01	7,8	642,6	28,56
	Média (μ)		7,8	635,4	28,24
	Máximo		7,8	665,5	29,58
	Mínimo		7,8	598,1	26,58
	Variância (σ^2)		0	781,6	1,54
	Desvio Padrão (σ)		0	28,00	1,24
	Coeficiente de variação		0,00%	4,40%	4,40%

Quadro A.3 - Resultados dos ensaios de compressão do betão aos 28 dias

Provete N°	Data de fabrico	Data de ensaio	Peso [kg]	Carga de rotura [kN]	Tensão [kN]
1	2013-06-17	2013-07-15	7,7	798,5	35,49
2	2013-06-17	2013-07-15	7,8	724,9	32,22
3	2013-06-17	2013-07-15	7,7	794,3	35,30
	Média (μ)		7,7	772,6	34,34
	Máximo		7,8	798,5	35,48
	Mínimo		7,7	724,9	32,21
	Variância (σ^2)		0	1139,8	2,25
	Desvio Padrão (σ)		0	33,8	1,50
	Coefficiente de variação		0,61%	4,37%	4,37%

Quadro A.4 - Resultados dos ensaios de compressão do betão na data do ensaio do primeiro modelo

Provete N°	Data de fabrico	Data de ensaio	Peso [kg]	Carga de rotura [kN]	Tensão [kN]
1	2013-06-17	2013-07-24	7,7	875,4	38,9
2	2013-06-17	2013-07-24	7,7	771,3	34,28
3	2013-06-17	2013-07-24	7,7	863,9	38,39
	Média (μ)		7,7	836,8	37,19
	Máximo		7,7	875,4	38,91
	Mínimo		7,7	771,3	34,28
	Variância (σ^2)		0	2173,4	4,29
	Desvio Padrão (σ)		0	46,7	2,07
	Coefficiente de variação		0,00%	5,57%	5,57%

Quadro A.4 - Resultados dos ensaios de compressão do betão na data do ensaio do último modelo

Provete N°	Data de fabrico	Data de ensaio	Peso [kg]	Carga de rotura [kN]	Tensão [kN]
1	2013-06-17	2013-08-09	7,6	827,5	36,78
2	2013-06-17	2013-08-09	7,7	812,7	36,12
3	2013-06-17	2013-08-09	7,7	825,9	36,71
	Média (μ)		7,7	822,0	36,53
	Máximo		7,7	827,5	36,78
	Mínimo		7,7	812,7	36,12
	Variância (σ^2)		0	44,0	0,09
	Desvio Padrão (σ)		0	6,6	0,29
	Coefficiente de variação		0,62%	0,81%	0,81%

ANEXO B – ENSAIOS DE TRAÇÃO DO AÇO

No presente anexo apresentam-se os resultados obtidos nos ensaios de determinação da resistência à tração do aço dos tubos utilizados na execução dos modelos experimentais. Os ensaios foram realizados segundo a norma EN NP 10002-1, como referido anteriormente.

B.1 Tubo de maior dimensão

Quadro B.1 – Resultados dos ensaios de tração do aço retirado do tubo de maior dimensão

Provete	Tensão de rotura	Tensão de cedência	E
	[MPa]	[Mpa]	[GPa]
A01	582,7	525,7	260
A02	621,3	557,45	238
A03	582,3	521,8	182
Média (μ)	595,4	535,0	226,7
Desvio Padrão (σ)	22,4	19,6	40,2
Variância (σ^2)	501,9	382,4	1617,3
Coef. de variação	3,8%	3,7%	17,7%

B.2 Tubo de menor dimensão

Quadro B.2 – Resultados dos ensaios de tração do aço retirado do tubo de menor dimensão

Provete	Tensão de rotura	Tensão de cedência	E (Gpa)
	[MPa]	[MPa]	[MPa]
A01	505,9	409,95	223,3
A02	454,2	404,7	240,3
A03	462,9	403,6	199,4
Média (μ)	474,3	406,1	221,0
Desvio Padrão (σ)	27,7	3,4	20,5
Variância (σ^2)	766,3	11,5	422,2
Coef. de variação	5,84%	0,84%	9,30%

ANEXO C – RESULTADOS EXPERIMENTAIS OBTIDOS

C.1 Evolução de temperaturas

No presente anexo são apresentados os resultados experimentais obtidos nos ensaios realizados para todos os elementos estudados.

C.1.1 Coluna S1R13

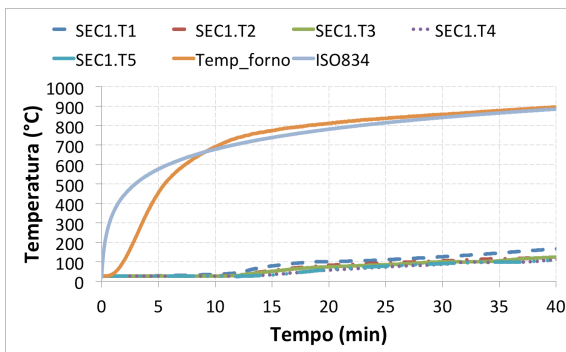


Figura C.1 – Seção 1

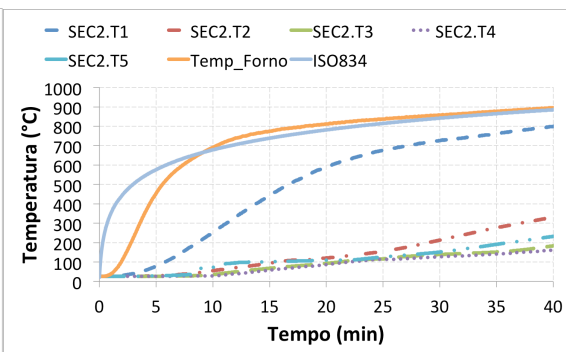


Figura C.2 – Seção 2

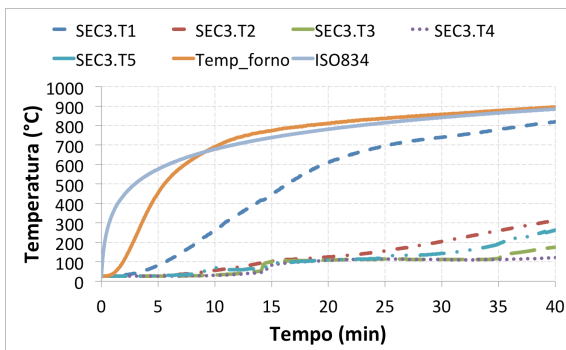


Figura C.3 – Seção 3

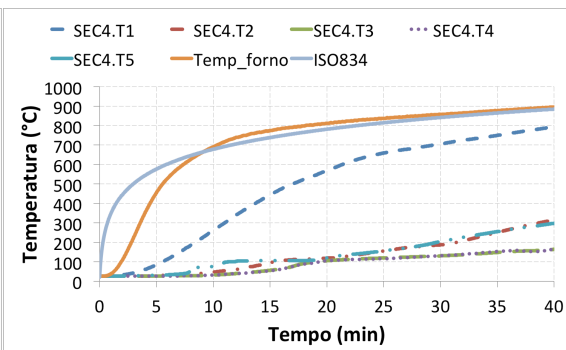


Figura C.4 – Seção 4

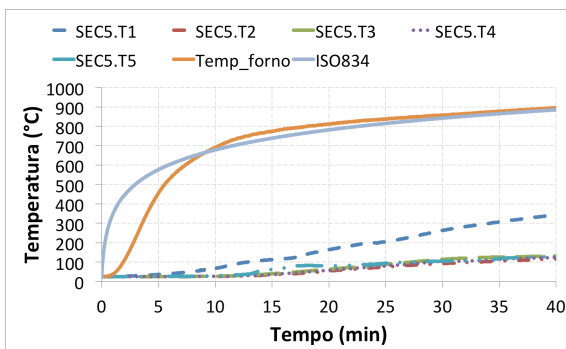


Figura C.5 – Seção 5

C.1.2 Coluna S2R13

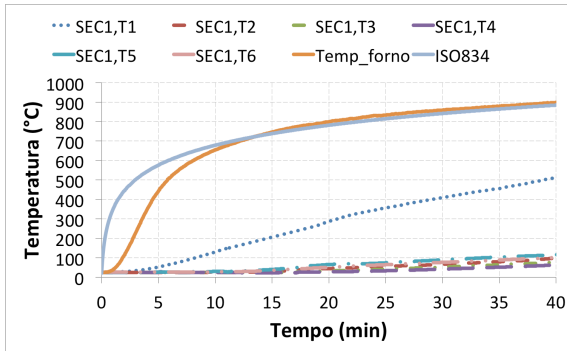


Figura C.6 – Secção 1

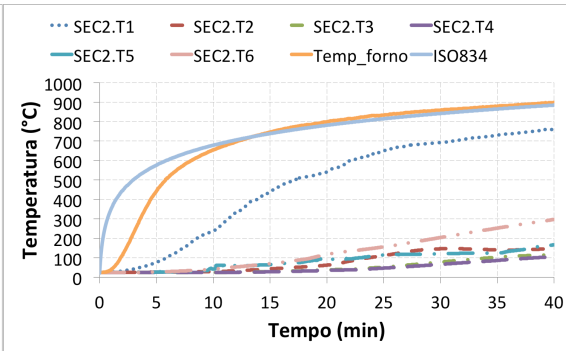


Figura C.7 – Secção 2

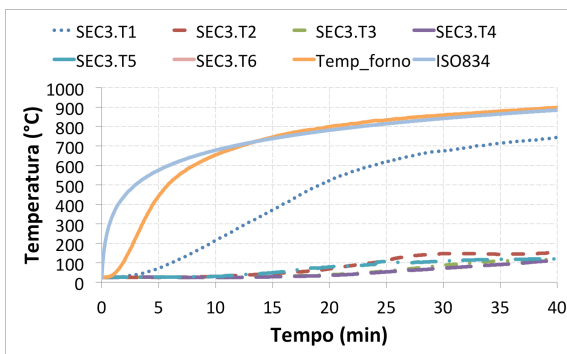


Figura C.8 – Secção 3

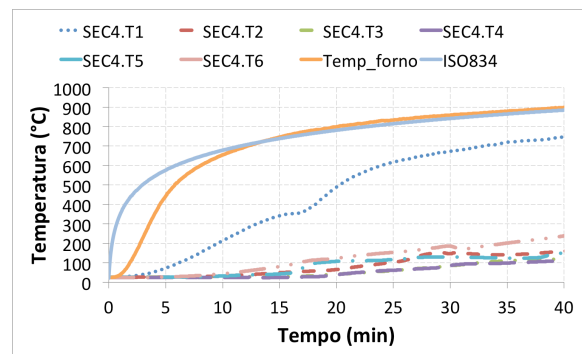


Figura C.9 – Secção 4

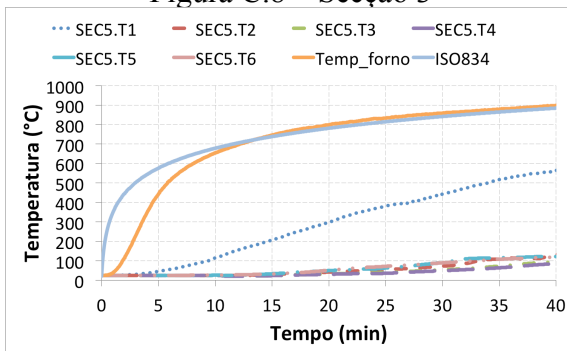


Figura 6.10 – Secção 5

C.1.3 Coluna S3R128

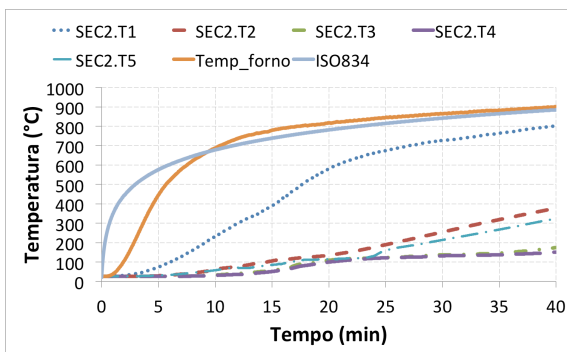


Figura C.11

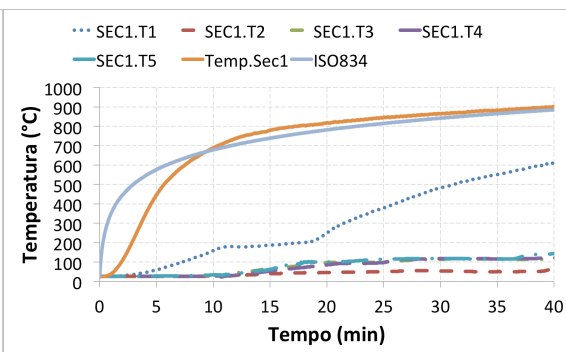


Figura C.12 – Secção 1

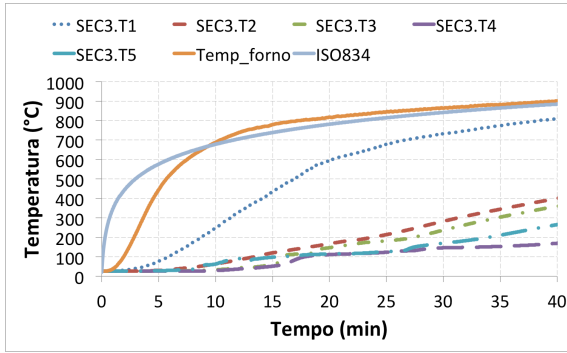


Figura C.13 – Secção 3

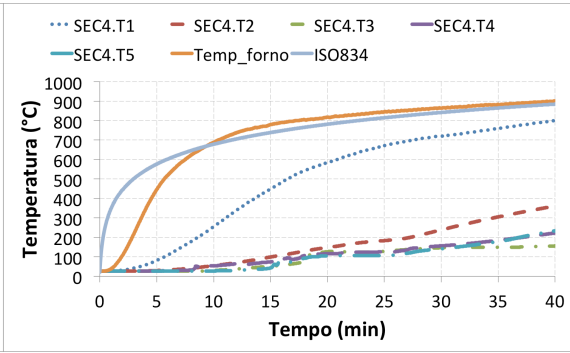


Figura C.14 – Secção 4

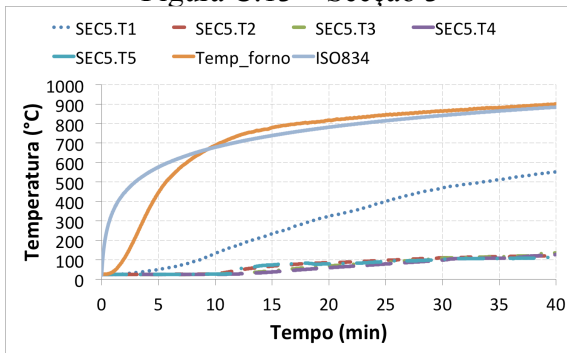


Figura C.15 – Secção 5

C.1.4 Coluna S4R128

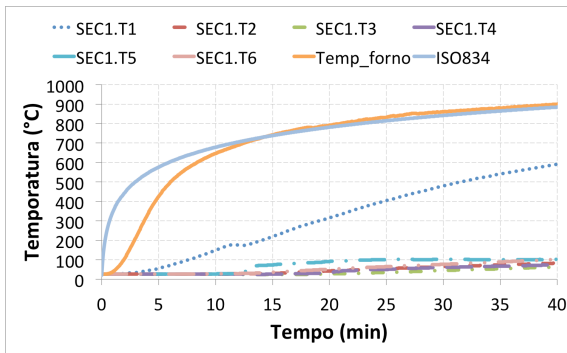


Figura C.16 – Secção 1

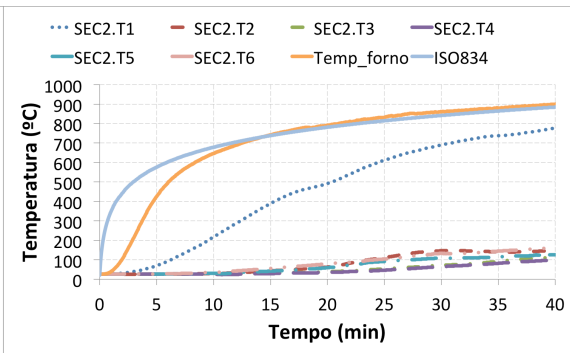


Figura C.17 – Secção 2

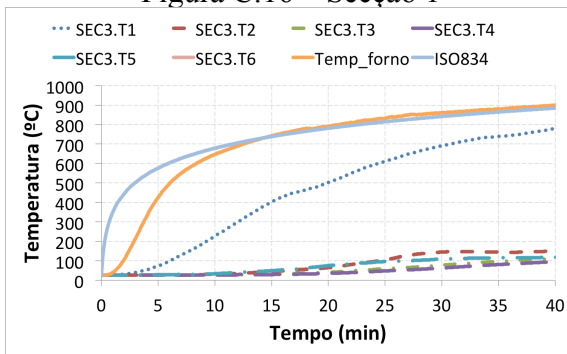


Figura C.18 – Secção 3

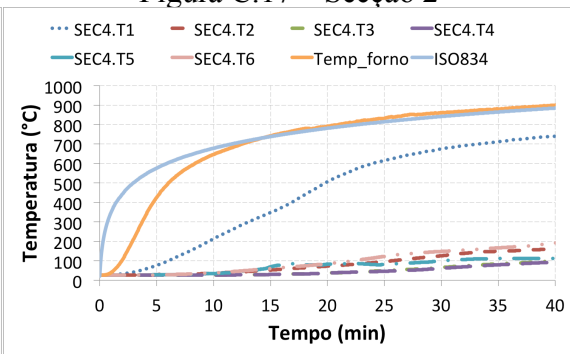


Figura C.19 – Secção 4

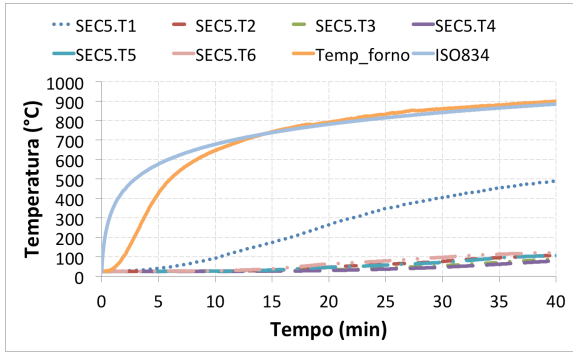


Figura C.20 – Secção 5

C.1.5 Coluna S5R45

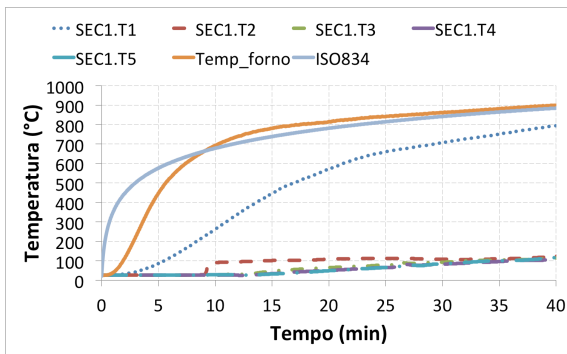


Figura C.21 – Secção 1

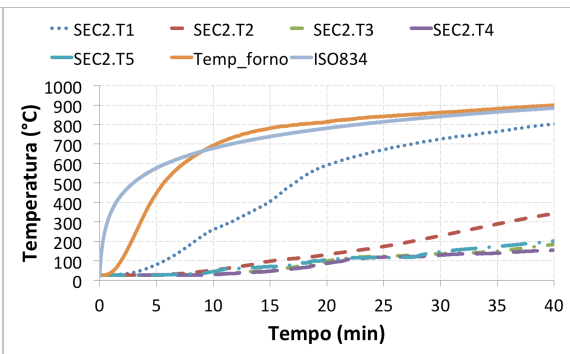


Figura C.22 – Secção 2

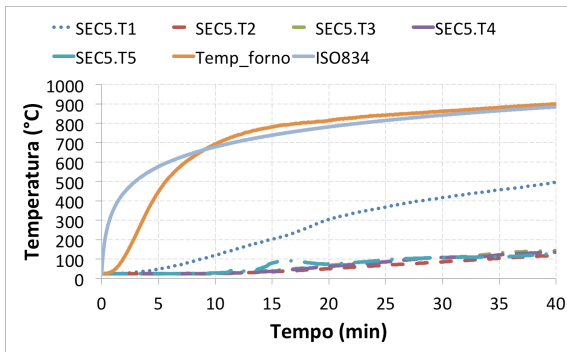


Figura C.23 – Secção 5

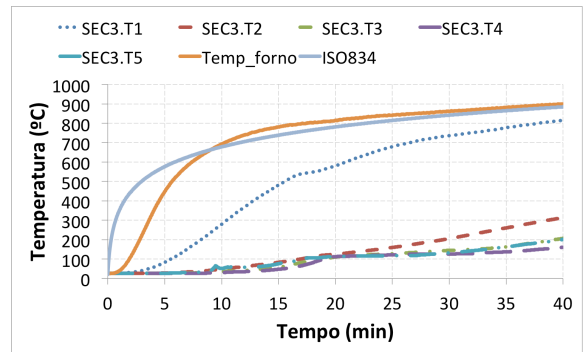


Figura C.24 – Secção 3

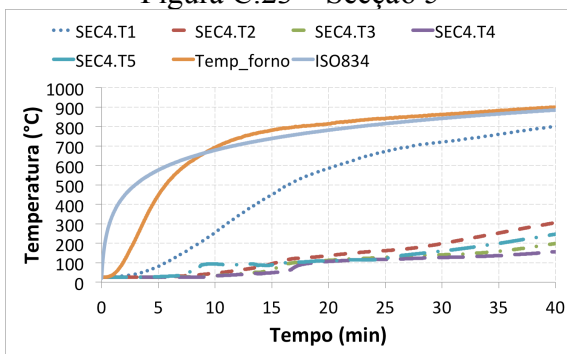


Figura C.25 – Secção 4

C.1.6 Coluna S6R45

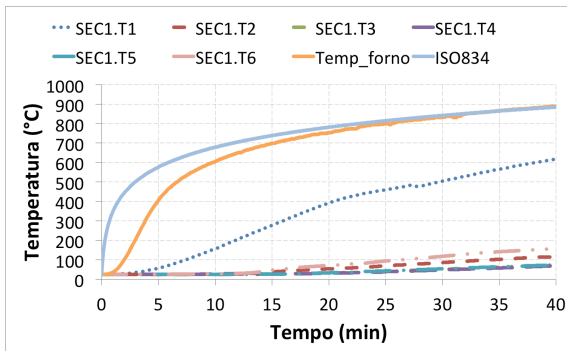


Figura C.26 – Secção 1

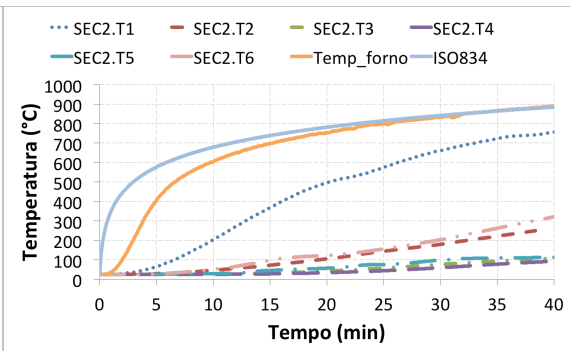


Figura C.27 – Secção 2

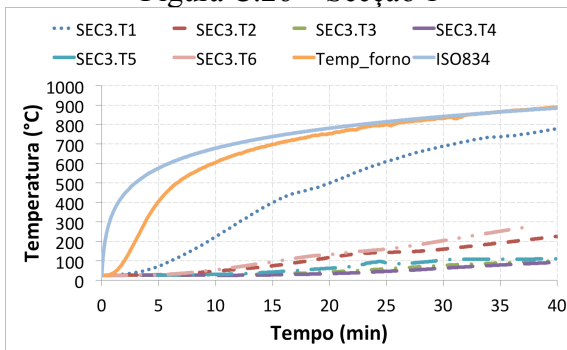


Figura C.28 – Secção 3

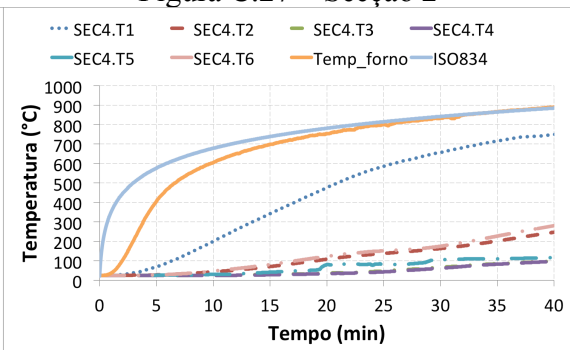


Figura C.29 – Secção 4

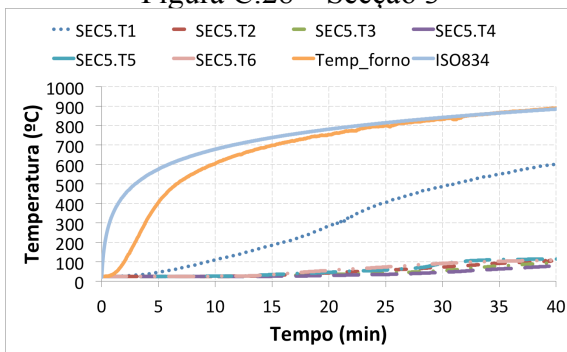


Figura C.30 – Secção 5

C.2 Rotações

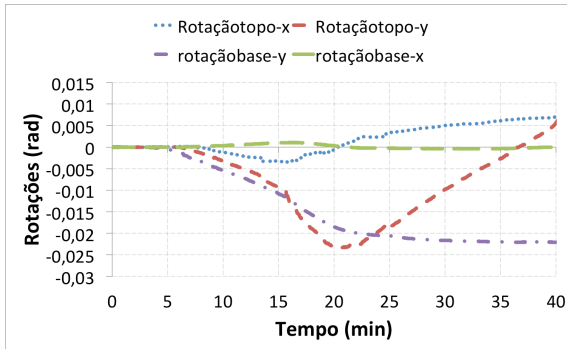


Figura C.31 – Coluna S1R13

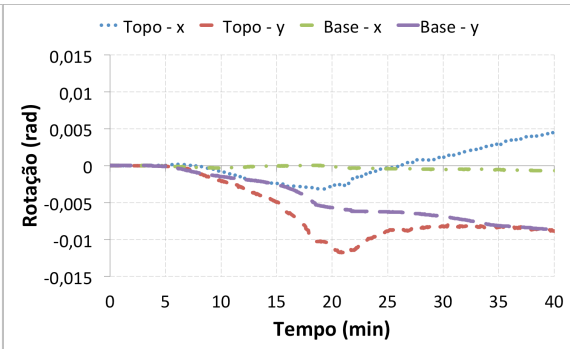


Figura C.32 – Coluna S2R13

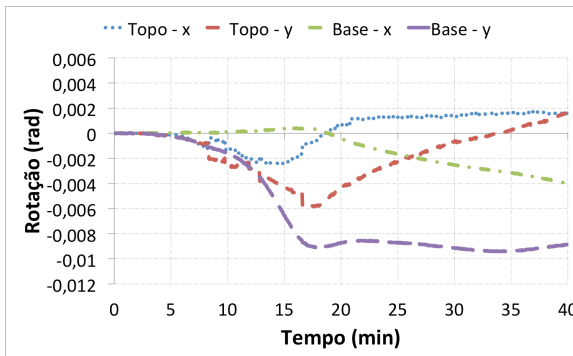


Figura C.33 – Coluna S3R128

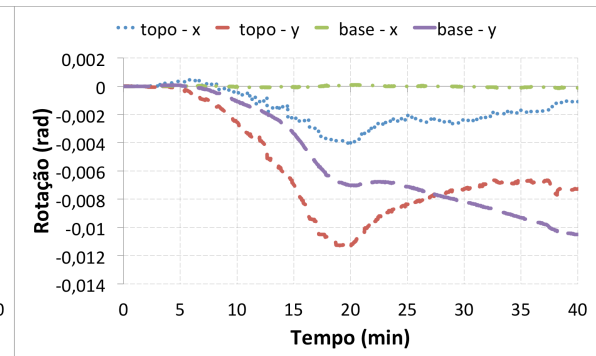


Figura C.34 – Coluna S4R128

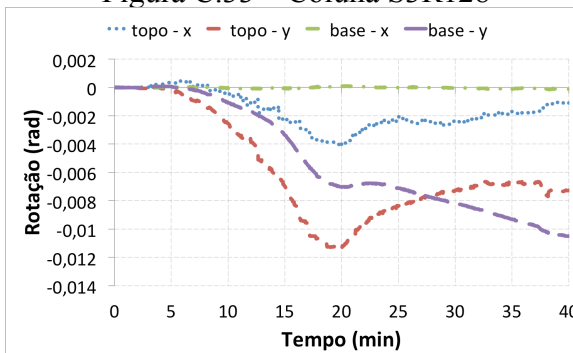


Figura C.35 – Coluna S5R45

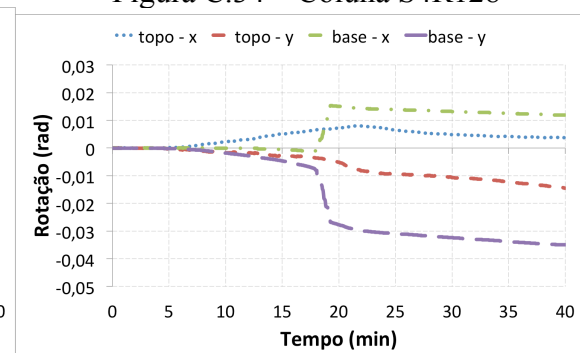


Figura C.36 – Coluna S6R45