



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

# **Comportamento ao fogo de vigas sigma em aço enformado a frio**

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

**Autor**

**Beatriz Vaz Ramires Borges Ferrer**

**Orientadores**

**Professor Doutor João Paulo Correia Rodrigues (UC)**

**Doutor Luís Miguel dos Santos Laím (UC)**

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, Janeiro, 2014**

## **AGRADECIMENTOS**

À Fundação para a Ciência e a Tecnologia do Ministério Português da Ciência e do Ensino Superior no âmbito do projeto de investigação PTDC ECM/116859/2010 e à Universidade de Coimbra agradeço o apoio financeiro prestado para o desenvolvimento desta investigação científica.

Ao Professor Doutor João Paulo Rodrigues e ao Doutor Luís Laím muito agradeço a excelente orientação e a disponibilidade, conselhos e ajuda que me dispensaram ao longo da realização deste trabalho.

A todos os funcionários do Laboratório de Ensaio de Materiais e Estruturas do Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Coimbra, em especial ao Rafael Campos, agradeço a preciosa ajuda, imprescindível para a realização dos ensaios experimentais.

À minha família e ao Gonçalo, o principal agradecimento por todo o apoio dado durante estes anos em que frequentei o Mestrado Integrado em Engenharia Civil.

Aos meus amigos e colegas de curso, agradeço terem estado sempre presentes e a importante ajuda em diferentes ocasiões.

## RESUMO

A crescente utilização do aço enformado a frio na indústria da construção a que se tem vindo a assistir nas últimas décadas impulsionou o desenvolvimento de métodos para o cálculo da resistência dos elementos estruturais neste material e não tardaram a surgir normas de dimensionamento à temperatura ambiente de estruturas em aço enformado a frio. No entanto, e apesar da cada vez maior popularidade destas estruturas metálicas e da absoluta necessidade de garantir a segurança em qualquer situação suscetível de ocorrer durante a sua vida útil, nomeadamente uma situação de incêndio, não foram ainda estabelecidas normas específicas para o dimensionamento ao fogo de estruturas em aço enformado a frio, lacuna que urge suprir. É neste contexto que surge este trabalho de investigação sobre o comportamento ao fogo de vigas sigma em aço enformado a frio, que compreende a avaliação experimental da resistência de vigas neste tipo de aço sujeitas a temperaturas elevadas. O estudo realizado procura avaliar os efeitos da forma da secção transversal, da restrição axial à elongação térmica e da restrição rotacional nos apoios na capacidade resistente ao fogo das vigas. A investigação experimental permitiu concluir que as vigas sigma em aço enformado a frio possuem uma modesta resistência ao fogo, sendo muito suscetíveis aos fenómenos de instabilidade lateral-torsional e distorcional, mas que a limitação da temperatura máxima a 350°C, conforme estipulado na EN 1993-1-2:2005, é demasiado restritiva, uma vez que as vigas apresentaram temperaturas críticas bastante superiores a esses 350°C. Por outro lado, constatou-se o efeito desfavorável da restrição à elongação térmica nas temperaturas e tempos críticos das vigas enformadas a frio, por oposição ao efeito favorável da restrição rotacional nos apoios, efeitos que podem ser mais ou menos pronunciados dependendo da relação entre a rigidez axial da viga e a restrição à elongação térmica conferida pela estrutura circundante e da relação entre a rigidez rotacional da viga e a restrição rotacional nos apoios.

## PALAVRAS-CHAVE

vigas, aço enformado a frio, fogo, análise experimental, restrição axial, restrição rotacional, modos de instabilidade

## ABSTRACT

The increasing use of cold-formed steel (CFS) in construction industry witnessed in the last few decades led to the development of calculation methods to predict the response of CFS structural members under loading, and soon the first design standards for CFS structures at room temperature have appeared. However, and despite of the growing popularity of these steel structures and the absolute need to ensure their safety in any situation likely to occur during their lifetime, including a fire situation, specific standards for fire design of CFS structures were not yet established, a gap that needs to be overcome. Therefore, there is an urgent need to investigate the behaviour of CFS flexural members under fire conditions. This research is focused on the experimental evaluation of the behaviour of CFS sigma beams at elevated temperatures. The study aimed to investigate the effects of the section shape, of the axial restraint to thermal elongation and the rotational restraint at beams supports in their fire resistance. The main conclusions of the experimental investigation were that CFS sigma beams have a low fire resistance and are highly susceptible to lateral-torsional and distortional buckling phenomenon, but the limitation enforced by EN 1993-1-2:2005 that the temperature of Class 4 cross-sections should not exceed 350°C at any time seems to be too conservative, since the beams presented critical temperatures quite higher than the aforementioned 350°C. On the other hand, this study showed that the axial restraint to thermal elongation is responsible for a significant reduction of CFS critical times and temperatures, whereas the rotational restraint has a favourable effect on the beams fire resistance, and that these effects can be more or less pronounced depending on the relationship between the axial stiffness of the beam and the axial restraint to thermal elongation conferred by the surrounding structure and the relationship between the rotational stiffness of the beam and the rotational restraint at beam supports.

## KEY WORDS

beams, cold-formed steel, fire, experimental analyses, axial restraining, rotational restraining, buckling modes

## ÍNDICE GERAL

Agradecimentos .....	i
Resumo .....	ii
Abstract.....	iii
Índice Geral .....	iv
Índice de Figuras .....	vi
Índice de Quadros .....	x
Simbologia.....	xi
1 Introdução .....	1
1.1 Considerações iniciais.....	1
1.2 Objetivos .....	3
1.3 Organização da dissertação.....	3
2 Estado da arte.....	4
2.1 Considerações gerais.....	4
2.2 Elementos estruturais .....	7
2.2.1 Tipos de elementos estruturais .....	7
2.2.2 Processos de fabrico .....	8
2.2.3 Comportamento estrutural .....	9
2.2.4 Imperfeições .....	11
2.2.4.1 Imperfeições geométricas.....	11
2.2.4.2 Tensões residuais.....	13
2.3 Dimensionamento ao fogo de vigas de aço enformado a frio de acordo com a EN1993 .....	14
2.4 Propriedades mecânicas do aço enformado a frio a temperaturas elevadas .....	20
2.4.1 Propriedades mecânicas do aço enformado a frio a temperaturas elevadas de acordo com a EN1993 .....	21
2.4.2 Estudos que abordam a influência da temperatura nas propriedades mecânicas do aço enformado a frio.....	23
2.5 Estudos realizados no comportamento ao fogo de vigas de aço enformado a frio ....	28

---

3	Análise experimental .....	34
3.1	Programa experimental .....	34
3.2	Provetes de ensaio.....	35
3.3	Sistema experimental.....	36
3.4	Procedimento de ensaio .....	39
3.5	Apresentação e discussão de resultados.....	41
3.6	Modos de instabilidade .....	52
4	Conclusões e desenvolvimentos futuros.....	55
	Referências Bibliográficas.....	58
	ANEXO A - Resultados dos ensaios experimentais .....	A-1

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1- (a) Estrutura metálica com elementos resistentes principais em aço laminado a quente e elementos secundários em aço enformado a frio (@Steel Framing Alliance 2012); (b) Edifício de dois andares em aço enformado a frio (@EngenhariaCivil.Wordpress 2008) .....	4
Figura 2.2 - Secções em aço enformado a frio (Yu 2000).....	7
Figura 2.3 - (a) e (b) Edifícios em aço enformado a frio (@Steel Framing Alliance) (c) Cobertura em aço enformado a frio (Silvestre e Camotim 2006) .....	7
Figura 2.4 - Painéis de chapa e chapas perfiladas em aço enformado a frio (Yu 2000) .....	8
Figura 2.5 - (a) Perfiladora (Rezende 2005); (b) Fases do processo de laminagem a frio de uma secção Ómega (Rhodes 1992) .....	8
Figura 2.6 - (a) Quinadora (@Futureng 2010); (b) Processos de quinagem (Pires 2006) .....	9
Figura 2.7 - Modos de instabilidade simples e associados de um perfil C à compressão (Rondal e Dubina 2005) .....	10
Figura 2.8 - (a) Influência das dobras na resistência de secções em aço enformado a frio; (b) Influência do processo de fabrico na tensão de cedência do aço (Silvestre e Camotim 2006)	10
Figura 2.9 - Influência da enformagem a frio nas propriedades mecânicas do aço (Yu 2000)	11
Figura 2.10 - Histogramas de imperfeições geométricas locais: (a) na alma; (b) no banzo (Schafer e Peköz 1998).....	12
Figura 2.11 - Elemento enrijecido à compressão (Yu e Schafer 2005).....	19
Figura 2.12 - (a) Desenvolvimento da distribuição das tensões em elementos enrijecidos à compressão; (b) Largura efetiva do elemento (Yu e Schafer 2005).....	19
Figura 2.13 - Curvas tensão-extensão: (a) aço laminado a quente; (b) aço enformado a frio (Yu 2000).....	20
Figura 2.14 - Relação tensão-extensão para o aço carbono a temperaturas elevadas .....	21
Figura 2.15 - Fatores de redução para a relação tensão-extensão de secções de aço da Classe 4 enformadas a frio e laminadas a quente a temperaturas elevadas (EN 1993-1-2:2005).....	23
Figura 2.16 - (a) Tensão efetiva de cedência do aço estrutural S350GD+Z em função da temperatura; (b) Módulo de elasticidade longitudinal do aço estrutural S350GD+Z em função da temperatura (Outinen et al. 2000) .....	24
Figura 2.17 - Resultados dos ensaios de tração no aço estrutural S350GD+Z antes e após ensaios de compressão a temperaturas elevadas (Outinen e Mäkeläinen 2002) .....	25

Figura 2.18 - Comparação dos fatores de redução obtidos por (Kankanamge e Mahendran 2011), com os obtidos por outros investigadores: a) tensão de cedência e b) módulo de elasticidade .....	27
Figura 2.19 - Fatores de redução para a tensão limite de elasticidade do aço de diferentes zonas de um perfil $\Sigma$ em função da temperatura (Chen e Young 2006).....	28
Figura 2.20 - (a) Esquema dos provetes de ensaio (unidades em mm); (b) Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios de resistência ao fogo sem restrição à elongação térmica .....	31
Figura 2.21 - Influência das imperfeições geométricas iniciais em função da temperatura na capacidade resistente de vigas de aço enformado a frio com secção C (Alves 2006).....	32
Figura 2.22 - Comparação entre resultados numéricos para a capacidade resistente de vigas C em aço enformado a frio G450 em função da temperatura e resultados com base nas curvas de dimensionamento à encurvadura lateral da EN 1993-1-3:2006 (a, b, c) e no método de cálculo dado na EN 1993-1-2:2005 (d) (Kankanamge e Mahendran 2012a) .....	33
Figura 3.1 - Dimensões das secções em aço enformado a frio em estudo (unidades em mm)	36
Figura 3.2 - Sistema de ensaio de resistência ao fogo de vigas em aço enformado a frio .....	36
Figura 3.3 - Sistemas de restrição axial e rotacional das vigas .....	38
Figura 3.4 - (a) Vista esquemática do sistema experimental dos ensaios à flexão de vigas sigma enformadas a frio; (b) Localização dos termopares nas secções transversais; (c) Instrumentação dos provetes de ensaio; (d) Transdutores de fio.....	40
Figura 3.5 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios de resistência ao fogo.....	41
Figura 3.6 - Evolução típica da temperatura nas secções transversais das vigas de aço enformado a frio (a) secção $\Sigma$ simples ( $\Sigma_{RR\_01}$ ); (b) secção composta $2\Sigma$ ( $2\Sigma_{AR\_03}$ )....	42
Figura 3.7 - Evolução da temperatura no comprimento da viga (a) secção $\Sigma$ simples ( $\Sigma_{RR\_01}$ ); (b) secção composta $2\Sigma$ ( $2\Sigma_{AR\_03}$ ) .....	44
Figura 3.8 - Evolução da temperatura média das vigas $\Sigma$ e $2\Sigma$ nos ensaios de resistência ao fogo.....	44
Figura 3.9 - Deformada a meio vão das vigas $\Sigma$ e $2\Sigma$ em função do tempo de ensaio.....	45
Figura 3.10 - Deformada a meio vão das vigas $\Sigma$ e $2\Sigma$ em função da temperatura média das vigas.....	46
Figura 3.11 - Evolução das forças axiais de restrição em função da temperatura média das vigas.....	48
Figura 3.12 - Evolução das forças de restrição axial e dos momentos de restrição ( $\Sigma_{RR\_03}$ ) .....	49
Figura 3.13 - Evolução das forças de restrição axial e dos momentos de restrição ( $2\Sigma_{RR\_01}$ ) .....	49

Figura 3.14 - Deformada da viga $\Sigma$ sem restrições à elongação térmica e à rotação dos apoios ( $\Sigma_{SS\_01}$ ).....	53
Figura 3.15 - Deformada da viga $\Sigma$ com restrição à elongação térmica ( $\Sigma_{AR\_01}$ ) .....	53
Figura 3.16 - Deformada da viga $\Sigma$ com restrição à elongação térmica e à rotação dos apoios ( $\Sigma_{RR\_02}$ ).....	53
Figura 3.17 - Deformada da viga $2\Sigma$ sem restrições à elongação térmica e à rotação dos apoios ( $2\Sigma_{SS\_03}$ ).....	54
Figura 3.18 - Deformada da viga $2\Sigma$ com restrição à elongação térmica ( $2\Sigma_{AR\_03}$ ) .....	54
Figura 3.19 - Deformada da viga $2\Sigma$ com restrição à elongação térmica e à rotação dos apoios ( $2\Sigma_{RR\_03}$ ).....	54
Figura A-1 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios da série $\Sigma_{SS}$ .....	A-1
Figura A-2 - Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios da série $\Sigma_{SS}$ .....	A-1
Figura A-3 - Deformada a meio vão nos ensaios da série $\Sigma_{SS}$ (a) em função do tempo de ensaio; (b) em função da temperatura média da viga.....	A-2
Figura A-4 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios da série $2\Sigma_{SS}$ .....	A-2
Figura A-5 - Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios da série $2\Sigma_{SS}$ .....	A-2
Figura A-6 - Deformada a meio vão nos ensaios da série $2\Sigma_{SS}$ (a) em função do tempo de ensaio; (b) em função da temperatura média da viga.....	A-3
Figura A-7 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios da série $\Sigma_{AR}$ .....	A-3
Figura A-8 - Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios da série $\Sigma_{AR}$ .....	A-3
Figura A-9 - Deformada a meio vão nos ensaios da série $\Sigma_{AR}$ (a) em função do tempo de ensaio; (b) em função da temperatura média da viga.....	A-4
Figura A-10 - Evolução das forças axiais de restrição em função da temperatura média das vigas nos ensaios da série $\Sigma_{AR}$ .....	A-4
Figura A-11 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios da série $2\Sigma_{AR}$ .....	A-4
Figura A-12 - Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios da série $2\Sigma_{AR}$ .....	A-5
Figura A-13 - Deformada a meio vão nos ensaios da série $2\Sigma_{AR}$ (a) em função do tempo de ensaio; (b) em função da temperatura média da viga.....	A-5
Figura A-14 - Evolução das forças axiais de restrição em função da temperatura média das vigas nos ensaios da série $2\Sigma_{AR}$ .....	A-5
Figura A-15 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios da série $\Sigma_{RR}$ .....	A-6
Figura A-16 - Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios da série $\Sigma_{RR}$ .....	A-6
Figura A-17 - Deformada a meio vão nos ensaios da série $\Sigma_{RR}$ (a) em função do tempo de ensaio; (b) em função da temperatura média da viga.....	A-6
Figura A-18 - Evolução das forças axiais de restrição em função da temperatura média das vigas nos ensaios da série $\Sigma_{RR}$ .....	A-7

---

Figura A-19 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios da série 2Σ_RR.....	A-7
Figura A-20 - Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios da série 2Σ_RR.....	A-7
Figura A-21 - Deformada a meio vão nos ensaios da série 2Σ_RR (a) em função do tempo de ensaio; (b) em função da temperatura média da viga.....	A-8
Figura A-22 - Evolução das forças axiais de restrição em função da temperatura média das vigas nos ensaios da série 2Σ_RR.....	A-8

## ÍNDICE DE QUADROS

Quadro 2.1 - Valores percentuais das tensões residuais de perfis C relativamente à tensão de cedência da chapa de aço original (Schafer e Peköz 1998).....	14
Quadro 2.2 - Fatores de redução para os valores de cálculo da tensão de cedência do aço carbono de secções da Classe 4 a temperaturas elevadas (EN 1993-1-2:2005).....	22
Quadro 3.1 - Programa experimental .....	35
Quadro 3.2 - Valores de carga aplicados para a secção sigma simples e para a secção composta 2Σ.....	39
Quadro 3.3 - Quadro-resumo dos ensaios experimentais .....	51

## SIMBOLOGIA

### Letras maiúsculas latinas

$D$	deflexão medida a partir do início do aquecimento
$E_a$	módulo de elasticidade do aço à temperatura normal
$E_{a,\theta}$	módulo de elasticidade do aço a temperaturas elevadas
$E_{fi,d}$	valor de cálculo dos efeitos das ações em situação de incêndio, determinado de acordo com a EN 1991-1-2 (2002), incluindo os efeitos das dilatações e das deformações térmicas
$L$	comprimento de um elemento
$M_{b,fi,t,Rd}$	valor de cálculo do momento resistente à encurvadura lateral no instante $t$
$M_{b,Rd}$	valor de cálculo do momento resistente à encurvadura lateral à temperatura normal
$M_{c,Rd}$	valor de cálculo do momento resistente à temperatura normal
$M_{cr}$	momento elástico crítico
$M_{fi,t,Rd}$	valor de cálculo do momento resistente no instante $t$
$P_0$	carga inicial aplicada na viga
$R_{fi,d,t}$	valor de cálculo da resistência em situação de incêndio no instante $t$
$W_{el,y}$	módulo de flexão elástico segundo o eixo de maior inércia (y-y)

### Letras minúsculas latinas

$b$	largura da secção transversal
$d_1$	deformação inicial da alma
$d_2$	empenamento inicial dos banzos
$f_{cr}$	tensão crítica de instabilidade local
$f_p$	tensão limite de proporcionalidade do aço a 20°C
$f_{p,\theta}$	tensão limite de proporcionalidade do aço a temperaturas elevadas

---

$f_y$	tensão de cedência a 20°C
$f_{y,\theta}$	tensão de cedência efetiva do aço a temperaturas elevadas
$f_u$	tensão última
$f_{u,\theta}$	tensão de rotura a temperaturas elevadas, tendo em conta o endurecimento
$f_{0.2,p}$	tensão limite convencional de proporcionalidade a 0.2%
$f_{0.2,p,\theta}$	tensão limite convencional de proporcionalidade a 0.2% a temperaturas elevadas
$h$	altura de uma secção transversal
$k_a$	restrição axial à elongação térmica da viga
$k_{a,b}$	rigidez axial da viga
$k_{E,\theta}$	fator de redução para a inclinação da reta que representa o domínio elástico à temperatura do aço $\theta_a$ atingida no instante $t$
$k_{E,\theta,com}$	fator de redução para a inclinação da reta que representa o domínio elástico à temperatura máxima do aço no banzo comprimido $\theta_{a,com}$ atingida no instante $t$
$k_r$	rigidez rotacional nos apoios da viga
$k_{r,b}$	rigidez rotacional da viga
$k_{y,\theta}$	fator de redução para a tensão de cedência do aço à temperatura $\theta_a$ atingida no instante $t$
$k_{y,\theta,com}$	fator de redução para a tensão de cedência do aço à temperatura máxima no banzo comprimido $\theta_{a,com}$ atingida no instante $t$
$k_{y,\theta,max}$	fator de redução para a tensão de cedência do aço à temperatura máxima $\theta_{a,max}$ atingida no instante $t$
$k_{0.2,p,\theta}$	fator de redução para a tensão limite convencional de proporcionalidade do aço a 0.2% à temperatura $\theta_a$ atingida no instante $t$
$t$	tempo de exposição ao incêndio
$t_{cr}$	tempo crítico da viga
$t_{N,max}$	tempo quando é alcançada a máxima força de restrição axial

#### Letras maiúsculas gregas

$\Sigma$  secção transversal sigma

---

**Letras minúsculas gregas**

$\gamma_{M,0}$	coeficiente parcial de segurança para a resistência de secções transversais de qualquer classe
$\gamma_{M,fi}$	coeficiente parcial para a propriedade considerada do material, em situação de incêndio
$\epsilon_{p,\theta}$	extensão limite de proporcionalidade
$\epsilon_{y,\theta}$	extensão de cedência
$\epsilon_{t,\theta}$	extensão limite para o patamar de cedência
$\epsilon_{u,\theta}$	extensão última
$\theta$	temperatura
$\theta_a$	temperatura do aço
$\theta_{cr}$	temperatura crítica da viga
$\theta_{N,max}$	temperatura da viga quando é alcançada a máxima força de restrição axial
$\kappa_1$	fator de adaptação para a temperatura não uniforme na secção transversal
$\kappa_2$	fator de adaptação para a temperatura não uniforme ao longo da viga
$\bar{\lambda}_{LT}$	esbelteza adimensional para a encurvadura lateral
$\chi_{LT,fi}$	coeficiente de redução para a encurvadura lateral em situação de incêndio

**ABREVIATURAS**

AISI	American Iron and Steel Institute
CFS	Cold-formed Steel
DEC	Departamento de Engenharia Civil
FCTUC	Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra
ISO	International Standard Organization
LEME	Laboratório de Ensaio de Materiais e Estruturas
MLE	Método da Largura Efetiva

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 Considerações iniciais

A utilização de elementos estruturais em aço enformado a frio na indústria da construção tem vindo a conhecer um franco crescimento justificado pelas diversas vantagens oferecidas por estes elementos em comparação com outros materiais estruturais tais como o betão e a madeira, entre as quais se destacam a sua leveza e elevadas resistência e rigidez, a facilidade e rapidez de produção e de montagem aliadas a economia no transporte e no manuseamento, não serem suscetíveis de sofrer retração e fluência à temperatura ambiente, dispensarem a utilização de cofragens, a sua reciclabilidade e não combustibilidade. Quando comparados com os muito conhecidos e de uso generalizado elementos estruturais de aço laminados a quente, os enformados a frio revelam-se uma solução competitiva quando há necessidade de vencer vãos curtos e/ou cargas reduzidas e destacam-se pela possibilidade de produção económica de secções transversais com as mais variadas formas (secções U, C, Z,  $\Sigma$ ,  $\Omega$ , tubulares e diversas outras) com ou sem reforços intermédios e de extremidade, os chamados enrijecedores, permitindo a obtenção de relações resistência-peso favoráveis e pela facilidade de transporte e armazenamento fruto da sua leveza e da possibilidade de produção de secções compostas, ou seja, constituídas por vários perfis aparafusados entre si.

Nos últimos anos, a par com o surgimento de normas de dimensionamento à temperatura ambiente de elementos de aço enformado a frio, nomeadamente a EN 1993-1-3:2006, norma técnica que orienta o dimensionamento deste tipo de perfis metálicos na Europa, tem-se verificado o desenvolvimento de diversos sistemas estruturais em aço enformado a frio com aplicação corrente em pavilhões industriais e, cada vez mais, na construção residencial, entre os quais se destacam os sistemas de paredes porticadas, conhecidos por “stud walls”, os sistemas de vigas para pisos e coberturas e lajes mistas com chapa colaborante neste tipo de aço.

A enorme versatilidade do processo de fabrico dos perfis de aço enformados a frio, permitindo a obtenção de variadas geometrias e dimensões das secções transversais, confere uma grande flexibilidade ao dimensionamento neste tipo de aço mas, por outro lado, a elevada

esbelteza e a baixa rigidez torsional pela não coincidência dos centros de corte e de gravidade que a generalidade destas secções apresenta acarreta maior complexidade de cálculo, uma vez que para além dos fenómenos de instabilidade global por flexão e do bambeamento característicos dos perfis laminados a quente, há também que ter em conta os fenómenos de instabilidade local, a distorção e ainda os fenómenos de instabilidade global por torção e por flexo-torção. À temperatura ambiente, estes fenómenos são já muito conhecidos e encontram-se relativamente bem estudados, sendo propostos na EN 1993-1-3:2006 métodos de cálculo para a sua contabilização na resistência do elemento. No entanto, a investigação realizada no âmbito das estruturas em aço enformado a frio em situação de incêndio é parca e, no caso das vigas, são realmente escassos os estudos experimentais e numéricos existentes.

Atualmente, a norma que rege a verificação da resistência ao fogo nas estruturas de aço é a EN 1993-1-2:2005, orientada para o dimensionamento de perfis laminados a quente, cujos métodos de cálculo aplicados aos elementos de aço enformados a frio poderão levar à adoção de sistemas de proteção passiva ao fogo pouco otimizados resultando num dimensionamento antieconómico e antiecológico.

A crescente utilização de elementos estruturais em aço enformado a frio em pavilhões industriais e em construções comerciais e residenciais a que se tem vindo a assistir e a absoluta necessidade de garantir a segurança dessas estruturas em qualquer situação que possa ocorrer durante a sua vida útil, nomeadamente uma situação de incêndio, é incompatível com a inexistência de normas específicas para o dimensionamento ao fogo de elementos estruturais neste tipo de aço, tornando inadiável um estudo aprofundado sobre o comportamento das estruturas em aço enformado a frio quando submetidas a temperaturas elevadas. É neste contexto, o da necessidade de promover o desenvolvimento do conhecimento nesta área de crescente importância para a Engenharia Civil e de contribuir para o surgimento de métodos de dimensionamento de simples aplicação pelo projetista, que surge este trabalho de investigação sobre o comportamento ao fogo de vigas sigma em aço enformado a frio.

As vigas de aço enformado a frio com secção transversal sigma são comumente utilizadas como madres em coberturas e fachadas de pavilhões industriais ou como vigas de suporte em pisos com baixas solicitações estruturais e, em comparação com secções suas congêneres como as C e as Z, possuem diversas vantagens, nomeadamente uma maior capacidade resistente devido à presença de enrijecedores na alma e à maior rigidez torsional que evidenciam pela localização do centro de corte mais próxima do centróide da secção. Face a estas características, tem-se a expectativa que as vigas sigma sejam menos suscetíveis aos fenómenos de instabilidade lateral-torsional que se revelaram muito penalizadores para a

---

resistência ao fogo das vigas em aço enformado a frio com secções C e I (Kankanamge e Mahendran 2012a, Laím et al. 2013a).

## **1.2 Objetivos**

O objetivo desta dissertação de mestrado, inserida no projeto de investigação PTDC ECM/116859/2010 da Fundação para a Ciência e a Tecnologia, é o estudo do comportamento ao fogo de vigas sigma em aço enformado a frio. O trabalho de investigação desenvolvido compreende a avaliação experimental do comportamento das vigas neste tipo de aço submetidas a flexão e a temperaturas elevadas e procura avaliar o efeito da restrição axial à elongação térmica e da restrição rotacional dos apoios nas extremidades das vigas na sua capacidade resistente ao fogo, bem como analisar o ganho de capacidade estrutural obtido com a utilização de secções compostas, ou seja, constituídas por perfis sigma simples aparafusados entre si, a fim de propor boas práticas construtivas para estruturas com vigas em aço enformado a frio, tendo em vista a otimização do seu desempenho numa situação de incêndio.

## **1.3 Organização da dissertação**

A dissertação encontra-se estruturada em quatro capítulos. No capítulo 1 é feita a introdução ao trabalho de investigação desenvolvido e enunciadas as motivações e principais objetivos que lhe estão subjacentes. No capítulo 2 expõem-se os vários aspetos relevantes para o estudo do aço enformado a frio: os elementos estruturais neste material, o histórico da utilização destes perfis metálicos no mundo e em Portugal, os processos de fabrico, os fenómenos característicos do comportamento estrutural; neste capítulo são também apresentados trabalhos científicos no domínio das imperfeições e tensões residuais, das propriedades mecânicas do material e do comportamento experimental e numérico de vigas em aço enformado a frio a temperaturas elevadas e são descritos os métodos de dimensionamento ao fogo propostos na EN 1993, bem como as alterações nas propriedades do material devidas à temperatura de acordo com aquela norma e com diversas investigações experimentais. No capítulo 3 são apresentados os detalhes da investigação experimental e expostos os resultados dos ensaios de resistência ao fogo nas vigas de aço enformado a frio com secção  $\Sigma$  simples e secção composta  $2\Sigma$ . Finalmente, no capítulo 4 são apresentadas as conclusões do trabalho de investigação e propostos desenvolvimentos futuros.

## 2 ESTADO DA ARTE

### 2.1 Considerações gerais

Na construção metálica existem três grandes grupos de perfis estruturais: os laminados a quente, os perfis soldados e os enformados a frio. Os perfis mais utilizados como elementos resistentes principais são os formados por laminagem a quente ou, havendo necessidade de obter secções não comerciais ou peças de secção variável, por soldadura de placas. Os perfis metálicos enformados a frio, muito utilizados como elementos secundários (Figura 2.1 (a)) ou elementos principais em estruturas de pequeno porte (Figura 2.1 (b)), são produzidos a partir de chapas muito finas com espessura uniforme, o que permite a obtenção de secções com formas muito variadas, com boas propriedades mecânicas e reduzidos gastos de material (Simões 2007). Aos perfis enformados a frio é normalmente aplicada uma proteção anticorrosão, que consiste em revestir o perfil com uma camada protetora de outro metal, comumente o zinco, num processo denominado galvanização, que lhes confere maior durabilidade e menor necessidade de manutenção.

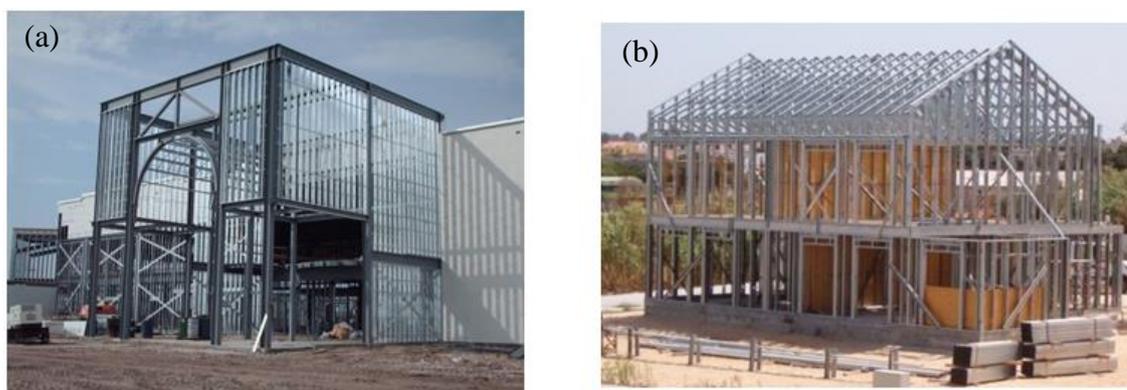


Figura 2.1- (a) Estrutura metálica com elementos resistentes principais em aço laminado a quente e elementos secundários em aço enformado a frio (@Steel Framing Alliance 2012); (b) Edifício de dois andares em aço enformado a frio (@EngenhariaCivil.Wordpress 2008)

O aço enformado a frio possui uma extensa gama de aplicações. Além da indústria da construção, é utilizado nas indústrias automóvel, aeronáutica e ferroviária, em torres e postes

de distribuição de eletricidade, em instalações de drenagem e em vários tipos de equipamentos industriais e agrícolas.

A utilização de elementos estruturais em aço enformado a frio na indústria da construção teve início na última década do século XIX nos Estados Unidos da América e no Reino Unido. No entanto, a popularização da sua aplicação em edifícios deu-se após 1940, coincidindo com a publicação em 1946 pelo American Iron and Steel Institute (AISI) das primeiras disposições regulamentares relativas ao comportamento estrutural deste tipo de elementos, baseadas no trabalho de investigação desenvolvido por George Winter na Universidade de Cornell desde 1939 (Veríssimo 2008). De resto, a crescente utilização de sistemas estruturais em aço enformado a frio levou a que desde então vários países realizassem esforços no sentido de desenvolver normas de dimensionamento para este tipo de estruturas metálicas. Nos Estados Unidos, Canadá e México encontra-se em vigor a AISI S100 – North American Cold-Formed Steel Specification, publicada em 2007 pelo AISI. Na Austrália e Nova Zelândia foi publicada, em 1996, a AS/NZS 4600 – Cold-Formed Steel Structures. No Reino Unido surgiu em 1987, pelo British Standards Institute, a BS 5950 – Structural Use of Steelwork in Building, Part 5: Code of Practice for Design of Cold-formed Sections. No Brasil encontra-se em vigor a NBR 14762 – Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio, publicada em 2001 pela Associação Brasileira de Normas Técnicas. Na Europa, a especificação técnica que orienta o dimensionamento das estruturas em aço enformado a frio é o Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-3: General rules, Supplementary rules for cold-formed steel members and sheeting, publicado pelo European Committee for Standardisation em 2004. Este é, em resumo, o panorama atual da regulamentação do dimensionamento à temperatura ambiente de estruturas em aço enformado a frio.

Nas últimas décadas, as soluções estruturais em aço enformado a frio, que embora utilizem os mesmos princípios construtivos da construção tradicional em madeira são diretamente competitivas face a esta por apresentarem vantagens como a incombustibilidade e a não suscetibilidade a fungos e térmitas, têm sido muito utilizadas em habitação de baixa densidade, constituindo uma fração importante do setor em países como os Estados Unidos, o Canadá, a Austrália, o Japão, a Dinamarca, a Suécia, a Noruega, a Finlândia e a França. Em Portugal, a introdução dos sistemas construtivos em aço enformado a frio no mercado ocorreu na década de 90, mas somente em 2003, com o início da produção de elementos estruturais em perfiladora pela Perfisa, S.A. em São Pedro do Sul, é que as soluções estruturais neste tipo de aço se tornaram competitivas (Moreira 2012). Por outro lado, a aplicação de elementos estruturais enformados a frio na reabilitação de edifícios é atualmente uma alternativa a outras

soluções tradicionais, devido à sua leveza e capacidade resistente e por não sofrerem das patologias tipicamente associadas às estruturas de madeira (Veríssimo 2008).

Em geral, as principais vantagens da utilização de elementos estruturais em aço enformado a frio na construção são:

1. Grande versatilidade do processo de fabrico, possibilitando a produção económica de elementos com grande variedade de geometrias e dimensões, permitindo a obtenção de relações resistência-peso favoráveis;
2. Eficiência e otimização estrutural pela possibilidade de fabrico de secções com espessuras e dimensões adequadas para cargas e vãos reduzidos, por oposição aos elementos de aço laminados a quente que possuem geometrias mínimas pré-definidas, obrigando muitas vezes ao sobredimensionamento das estruturas para cargas reduzidas;
3. Rapidez e facilidade de manuseamento e montagem fruto da leveza dos perfis e economia no armazenamento e transporte pela possibilidade de determinadas secções encaixarem sucessivamente umas nas outras;
4. Possibilidade de pré-fabricação em larga escala;
5. Facilidade de manutenção;
6. Inexistência de retração e fluência à temperatura ambiente;
7. Reciclabilidade;
8. Não combustibilidade.

As principais desvantagens da utilização de perfis enformados a frio são:

1. Comportamento estrutural que envolve vários fenómenos de instabilidade, alguns inexistentes ou pouco relevantes nos perfis de aço laminados a quente, nomeadamente encurvadura local, distorcional e global e suas interações, devido à elevada esbelteza das secções transversais (Veríssimo 2008);
2. Baixa rigidez de torção, devido à reduzida espessura dos elementos e ao facto de a maioria das secções serem abertas e monossimétricas, fazendo com que o centro de corte e o centróide da secção não coincidam;
3. Cálculo da resistência das secções nos elementos de aço enformado a frio mais complexo que nos elementos de aço laminado a quente;
4. Menor ductilidade do aço dos perfis enformados a frio que o dos obtidos por laminação a quente, razão pela qual é de evitar a sua utilização em estruturas em que a fadiga seja predominante (Simões 2007).

## 2.2 Elementos estruturais

### 2.2.1 Tipos de elementos estruturais

Os elementos estruturais em aço enformado a frio podem ser classificados em dois grandes grupos: perfis e painéis.

Os perfis são peças lineares fabricadas a partir de chapas de aço com espessuras variando entre 1.2 e 6.4 mm. Na produção dos perfis enformados a frio são geralmente utilizados aços com tensão de cedência entre 220 e 550 N/mm<sup>2</sup>, embora nas utilizações mais comuns sejam normalmente aplicados perfis em aço das classes S280GD, S320GD e S350GD. Na Figura 2.2 encontram-se representadas diversas secções transversais correntemente utilizadas em perfis de aço enformados a frio, nomeadamente secções C, Z,  $\Sigma$ ,  $\Omega$ , tubulares, entre outras, com e sem reforços intermédios e de extremidade. Na Figura 2.2 encontram-se também secções compostas, isto é, constituídas por vários perfis ligados entre si por parafusos autoperfurantes.

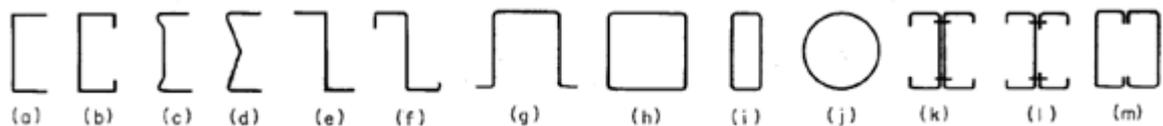


Figura 2.2 - Secções em aço enformado a frio: (a) Perfil U; (b) Perfil C; (c) e (d) Perfis Sigma; (e) Perfil Z; (f) Perfil Z enrijecido; (g) Perfil Ómega; (h), (i) e (j) Perfis tubulares; (k), (l) e (m) Secções compostas (Yu 2000)

A grande variedade de geometrias e dimensões que os perfis de aço enformado a frio podem assumir confere uma grande flexibilidade ao dimensionamento neste tipo de aço (Figura 2.3 (c)). Estes perfis têm sido utilizados como elementos estruturais principais em construções de até cinco pisos (Figura 2.3 (a) e (b)).



Figura 2.3 - (a) e (b) Edifícios em aço enformado a frio (@Steel Framing Alliance) (c) Cobertura em aço enformado a frio (Silvestre e Camotim 2006)

Os painéis de chapa e as chapas perfiladas (Figura 2.4) são peças laminares fabricadas a partir de chapas de aço com espessuras variando entre 0.5 e 1.9 mm, geralmente utilizados em lajes mistas de aço-betão ou em estruturas de paredes, pavimentos e coberturas.

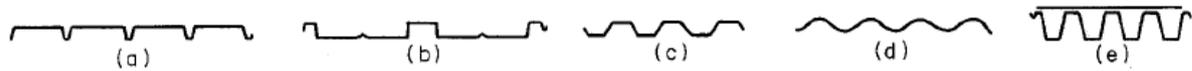


Figura 2.4 - Painéis de chapa e chapas perfiladas em aço enformado a frio (Yu 2000)

### 2.2.2 Processos de fabrico

Os perfis de aço enformados a frio são fabricados por laminagem a frio ou por quinagem.

A laminagem a frio, também chamada perfilagem, é o processo de fabrico mais utilizado, pois conduz a uma produção sistematizada, normalizada e extremamente eficiente quando se pretende produção em grande escala ou obtenção de perfis com secções transversais de elevada complexidade. A máquina que realiza a operação de laminagem a frio, a perfiladora (Figura 2.5 (a)), possui uma série de rolos compressores que vão dobrando a chapa progressivamente até atingir a forma pretendida (Figura 2.5 (b)).

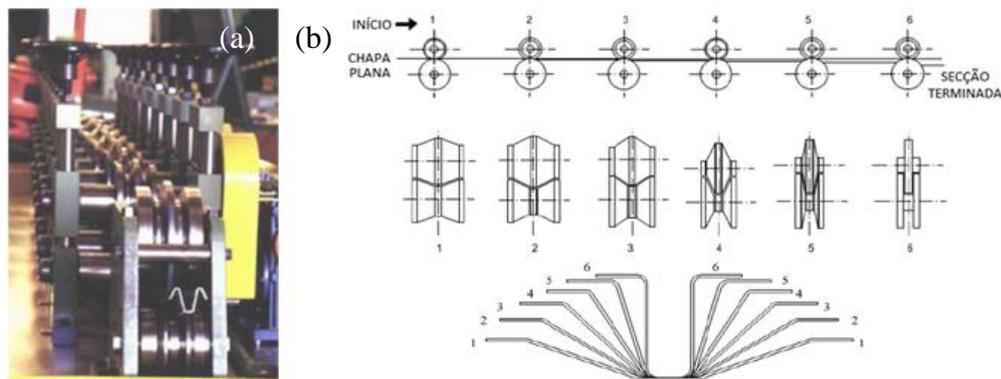


Figura 2.5 - (a) Perfiladora (Rezende 2005); (b) Fases do processo de laminagem a frio de uma secção Ômega (Rhodes 1992)

A quinagem é um processo menos industrializado e por isso de aplicação limitada, geralmente utilizado para a execução de peças de comprimento curto e geometria simples e associado a pequenas quantidades de produção. Neste processo, a quinadora (Figura 2.6 (a)), máquina que realiza a quinagem, realiza a dobragem da chapa, de comprimento limitado ao comprimento da própria quinadora. São vários os métodos para realizar o processo de quinagem, conforme se vê na Figura 2.6 (b).

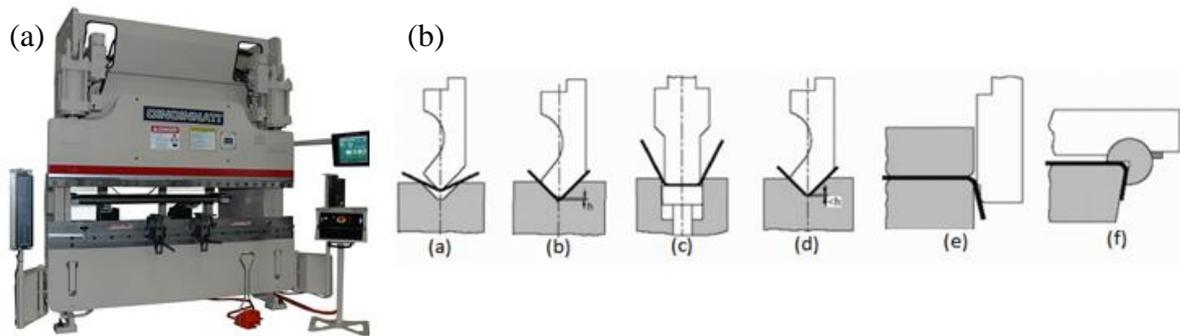


Figura 2.6 - (a) Quinadora (@Futureng 2010); (b) Processos de quinagem (a) no ar; (b) em V; (c) em U; (d) a fundo; (e) de bordo saliente com cunho de arraste; (f) em rotação (Pires 2006)

### 2.2.3 Comportamento estrutural

Conforme foi referido, o comportamento estrutural dos elementos em aço enformado a frio é bastante complexo. As espessuras reduzidas e o processo de formação a frio característicos deste tipo de aço resultam em diversos fenómenos que afetam o dimensionamento, enunciados de seguida:

1. Suscetibilidade a fenómenos de instabilidade local, distorcional e global e suas interações (Figura 2.7), devido à elevada esbelteza e à baixa rigidez de torção das secções transversais;
2. Grande deformabilidade à torção, devido à reduzida espessura dos perfis e à maioria das secções serem abertas e monossimétricas, e consequentemente com centro de corte e de gravidade não coincidentes;
3. Imperfeições geométricas da mesma ordem de grandeza ou superiores à espessura da chapa;
4. Empenamento verificado em muitas secções abertas submetidas a torção. Segundo (Silvestre e Camotim 2010), as condições de fronteira dos perfis têm uma grande influência na sua resistência mecânica em relação a este modo de deformação;
5. Possibilidade de melhorar o comportamento estrutural das secções limitando a sua suscetibilidade à deformação local com recurso a reforços de extremidade ou intermédios através da introdução de dobras na secção (Figura 2.8 (a)). Os reforços asseguram pontos de apoio elástico das paredes da secção, diminuindo o comprimento livre para elas fletirem, e simultaneamente aumentam o valor da tensão crítica de instabilidade local (Veríssimo 2008);
6. Endurecimento do aço verificado na zona das dobras. As dobras alteram significativamente as propriedades mecânicas do aço (Figura 2.8 (b)), nomeadamente provocam o aumento das tensões de cedência e última, causando simultaneamente uma diminuição da ductilidade. Na Figura 2.9 encontram-se representadas as curvas tensão-extensão do aço antes e após o

processo de enformagem a frio, onde são visíveis os efeitos do endurecimento do aço nas suas propriedades mecânicas;

7. Esmagamento da alma sob ação de cargas concentradas e nas zonas dos apoios, fenómeno que se deve à elevada esbelteza da alma dos elementos enformados a frio. Este comportamento pode ser evitado pela aplicação de reforços nessas zonas (Veríssimo 2008).

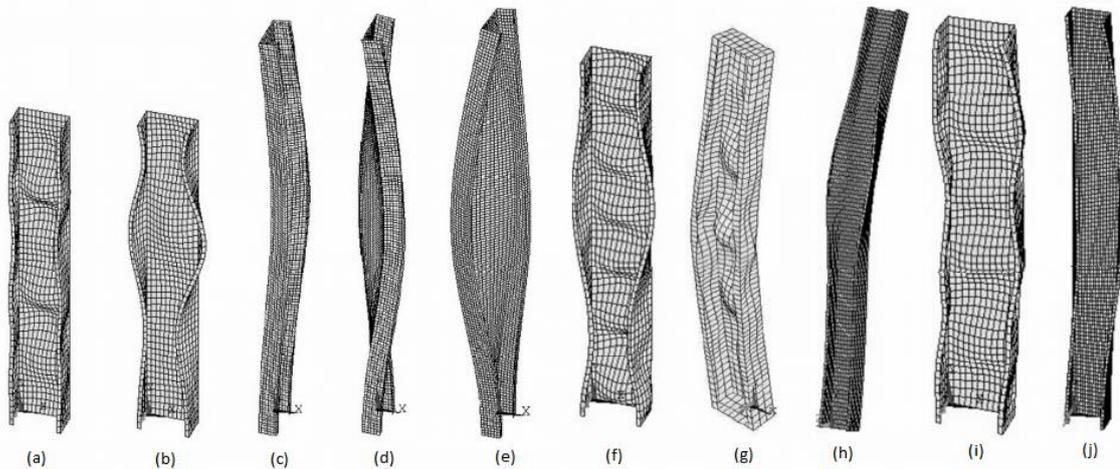


Figura 2.7 - Modos de instabilidade simples (a, b, c, d, e) e associados (f, g, h, i, j) de um perfil C à compressão: (a) Local; (b) Distorcional; (c) Global por flexão; (d) Global por torção; (e) Global por flexão-torsão; (f) Local e distorcional; (g) Local e global por flexão; (h) Distorcional e global por flexão; (i) Local e global por flexão-torsão; (j) Distorcional e global por flexão-torsão (Rondal e Dubina 2005)

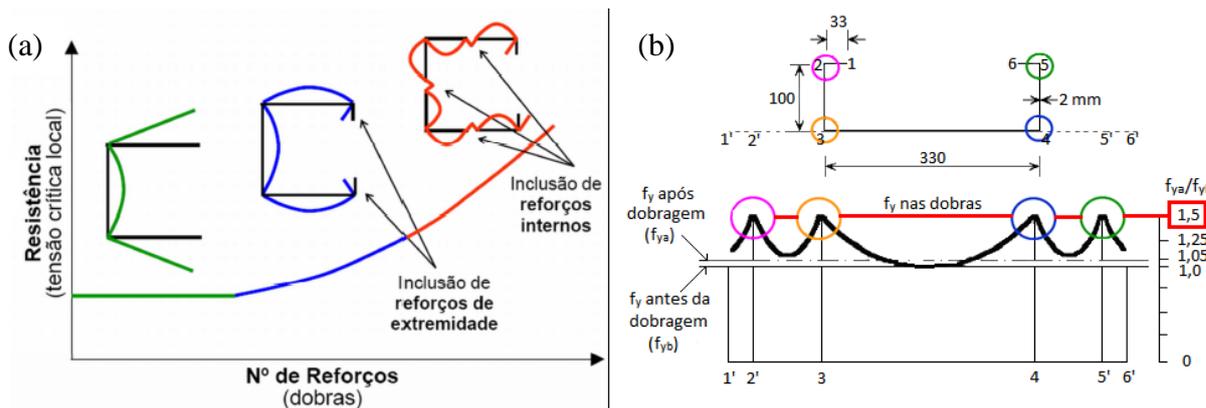


Figura 2.8 - (a) Influência das dobras na resistência de secções em aço enformado a frio; (b) Influência do processo de fabrico na tensão de cedência do aço (Silvestre e Camotim 2006)

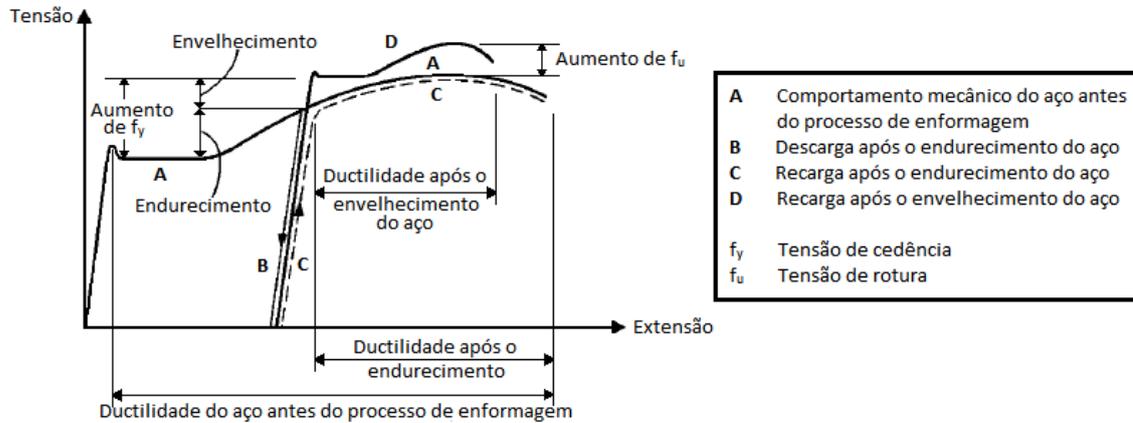


Figura 2.9 - Influência da enformagem a frio nas propriedades mecânicas do aço (Yu 2000)

## 2.2.4 Imperfeições

Nos elementos metálicos existem sempre imperfeições tais como tensões residuais e faltas de linearidade dos elementos que são responsáveis pela introdução de esforços secundários adicionais que devem ser tidos em conta no dimensionamento. As imperfeições num elemento podem ser essencialmente de dois tipos: imperfeições geométricas (falta de linearidade, excentricidade das cargas, entre outras) e imperfeições do material (comportamento não linear, tensões residuais, entre outras) (Simões 2007).

A falta de conhecimento acerca do estado inicial dos elementos em aço enformado a frio, nomeadamente a dificuldade de caracterização das suas imperfeições geométricas e tensões residuais, é o principal impedimento ao sucesso das modelações numéricas para previsão do comportamento estrutural de elementos neste tipo de aço uma vez que estas grandezas fundamentais são necessárias para retirar conclusões fiáveis das análises avançadas de cálculo e dos estudos paramétricos (Schafer e Peköz 1998).

### 2.2.4.1 Imperfeições geométricas

As imperfeições geométricas referem-se a desvios na geometria perfeita de um elemento devidos ao seu processo de fabrico, de armazenamento, de transporte, de manuseamento e de instalação. As imperfeições geométricas podem ser globais ou locais. As primeiras caracterizam-se por curvaturas, empenamentos e torsões ao longo do eixo dos elementos e as segundas por mossas e ondulações regulares na chapa que têm grande influência na resistência de secções transversais esbeltas, suscetíveis à ocorrência de fenómenos de instabilidade locais, como são as secções enformadas a frio.

Para considerar o efeito das imperfeições globais normalmente assume-se uma curvatura sinusoidal ao longo do comprimento da peça e, no caso das vigas, uma rotação da secção transversal. (Kaitila 2002) sugere o valor  $L/500$  para a deformação inicial a meio vão representativa das imperfeições globais.

Para considerar o efeito das imperfeições locais geralmente assume-se uma curvatura sinusoidal ao longo da alma e um determinado empenamento dos banzos. Relativamente a este tipo de imperfeições, diversos autores realizaram estudos no sentido de quantificar as suas magnitudes (Schafer e Peköz 1998, Dubina e Ungureanu 2002).

(Schafer e Peköz 1998) realizaram um estudo probabilístico para estimar o valor das imperfeições geométricas locais em perfis enformados a frio com secção transversal C. Os autores definiram dois tipos de imperfeições locais: deformação inicial da alma ( $d_1$  na Figura 2.10 (a)), com grande influência no modo de encurvadura local, e máximo empenamento inicial dos banzos ( $d_2$  na Figura 2.10 (b)), com grande influência no modo de encurvadura distorcional. Com base no estudo probabilístico realizado, os investigadores puderam concluir que o valor máximo da deformação inicial da alma depende da espessura da chapa ou da largura da secção, sendo aproximadamente igual a  $6te^{-2t}$  ou a  $0.006b$  (Figura 2.10 (a)), em que  $t$  é a espessura da chapa e  $b$  a largura da secção, ambas em mm. Por outro lado, o valor máximo do empenamento inicial dos banzos é aproximadamente igual à espessura da chapa, conforme se conclui da análise do histograma da Figura 2.10 (b).

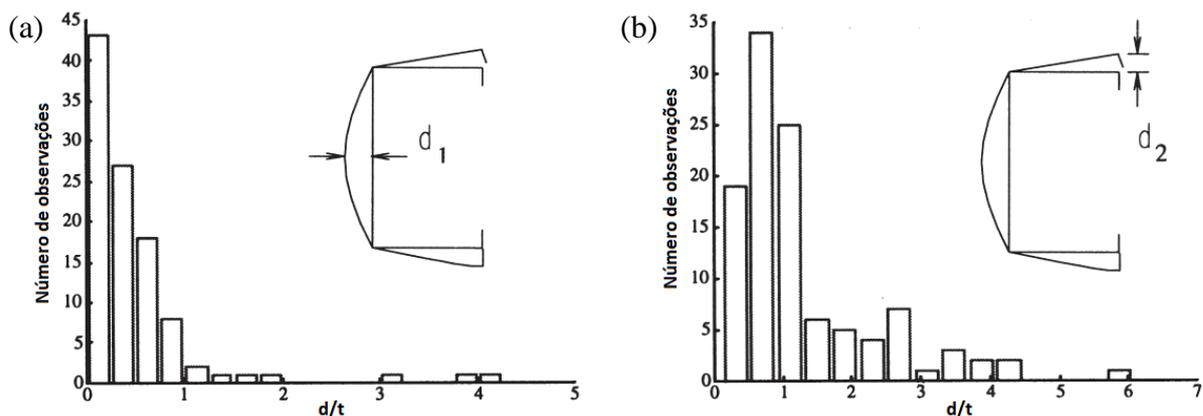


Figura 2.10 - Histogramas de imperfeições geométricas locais: (a) na alma; (b) no banzo (Schafer e Peköz 1998)

#### 2.2.4.2 Tensões residuais

O processo de fabrico dos perfis enformados a frio é responsável pela introdução de tensões residuais e de deformações plásticas no material que influenciam a capacidade de carga e a resistência última dos elementos estruturais. A dificuldade em conhecer a magnitude das tensões residuais a adotar nos modelos numéricos leva a que estas sejam frequentemente excluídas da análise ou, alternativamente, seja feita a modificação do comportamento mecânico do aço (curva tensão-extensão) de modo a representar o seu efeito.

Contrariamente ao que se verifica nos elementos laminados a quente, em que as tensões residuais não variam marcadamente ao longo da espessura da secção transversal, os enformados a frio caracterizam-se por apresentarem tensões residuais variáveis ao longo da espessura da chapa de aço. Essa variação das tensões residuais afeta a rigidez podendo também causar a pré-cedência do aço nas faces das secções transversais, aspeto importante do comportamento resistente destes elementos estruturais que só é tido em consideração se as tensões residuais forem explicitamente incluídas na análise (Schafer e Peköz 1998).

As tensões residuais são geralmente idealizadas como a soma de dois tipos: tensões de membrana, caracterizadas por uma distribuição constante ao longo da espessura da secção transversal do elemento, e tensões de flexão, quando apresentam uma variação ao longo da espessura.

As tensões residuais de membrana, responsáveis por uma redução direta na resistência à compressão das secções transversais, são mais relevantes nos perfis fabricados por laminação a frio do que por quinagem, conforme se depreende da análise dos valores do Quadro 2.1, obtidos por (Schafer e Peköz 1998) para perfis C em aço enformado a frio. Da análise do Quadro retira-se também que os valores mais significativos destas tensões ocorrem nas regiões das dobras. Opondo-se a este efeito, a tensão de cedência é mais elevada nessas regiões devido ao processo de endurecimento do aço a frio. Em face destes fenómenos, (Schafer e Peköz 1998) afirmam que nos modelos numéricos em que se considerem as tensões residuais de membrana nas regiões das dobras deve também ser tido em conta o valor da tensão de cedência aumentado devido ao endurecimento do aço; por outro lado, se se optar por ignorar estas tensões, o aumento da tensão de cedência não deve ser incluído na análise.

Relativamente às tensões residuais de flexão, para as quais (Schafer e Peköz 1998) entendem ser admissível a consideração de uma distribuição linear ao longo da espessura da secção transversal, verificou-se que assumem valores de grande magnitude (Quadro 2.1), frequentemente da ordem de 50% da tensão de cedência. De acordo com os resultados que

obtiveram no estudo, os autores estipulam que, nos perfis fabricados por laminagem a frio, 95% das tensões residuais de flexão são inferiores a  $0.67f_y$  na região das dobras, menores que  $0.43f_y$  nos enrijecedores de extremidade e menores que  $0.71f_y$  nas restantes zonas da secção transversal. Já nos perfis fabricados por quinagem, esses valores corresponderam a  $0.56f_y$ ,  $0.40f_y$  e  $0.53f_y$ , respetivamente.

Quadro 2.1 - Valores percentuais das tensões residuais de perfis C relativamente à tensão de cedência da chapa de aço original (Schafer e Peköz 1998)

Elemento	Tensões residuais de membrana				Tensões residuais de flexão			
	Fabrico por laminagem a frio		Fabrico por quinagem		Fabrico por laminagem a frio		Fabrico por quinagem	
	Média	Variância	Média	Variância	Média	Variância	Média	Variância
Dobra	6.8	1.1	5.2	0.4	26.8	5.0	32.7	3.3
Banzo	3.9	1.0	0.9	1.0	23.5	1.0	8.0	2.5
Enrijecedor	7.9	1.5	0.2	0.3	6.7	6.4	56.0	11.6
Alma	-1.7	1.2	0.9	0.1	38.9	6.2	16.9	4.5

Outros autores (Moen et al. 2008, Quach et al. 2004, Quach et al. 2006) dedicaram-se ao estudo das tensões residuais nos elementos enformados a frio e referem que a distribuição das tensões residuais de flexão ao longo da espessura das secções transversais é não linear e que o seu valor varia em função do processo de fabrico dos perfis, do raio de enrolamento das chapas de aço nas bobinas, da espessura da chapa e da tensão de cedência do aço da chapa original.

### 2.3 Dimensionamento ao fogo de vigas de aço enformado a frio de acordo com a EN1993

Neste subcapítulo são descritos os métodos simplificados de cálculo propostos na EN 1993-1-2:2005 para o dimensionamento ao fogo de vigas de aço enformado a frio. Note-se que a utilização direta dos métodos propostos na norma é válida somente em secções para as quais é aplicável uma análise global plástica de 1ª ordem, isto é, secções transversais das Classes 1 e 2. No entanto, considerando determinadas restrições, esses métodos podem também ser utilizados para secções transversais das Classes 3 e 4 (Kaitila 2000). Na EN 1993-1-2:2005 são propostos dois métodos simplificados de cálculo. Um dos métodos consiste numa verificação da segurança baseada na capacidade resistente do elemento estrutural e o outro trata-se de uma verificação no domínio da temperatura.

Para elementos com secções da Classe 4, na qual se inclui a grande maioria dos perfis de aço enformados a frio, os fenómenos de encurvadura local e distorcional tornam-se limitativos para a resistência das secções transversais e a norma admite, na ausência de cálculo e de modo conservativo, que para ser verificada a função resistente do elemento em situação de incêndio, a temperatura do aço em todas as secções não poderá exceder, em altura alguma, os 350°C. No entanto, a norma permite a utilização de métodos avançados de cálculo, através dos quais é possível demonstrar que a temperatura crítica dos perfis enformados a frio é superior aos mencionados 350°C (Kaitila 2000).

Em alternativa à assunção de uma temperatura crítica de 350°C, o Anexo E da norma permite considerar a resistência da secção transversal considerando as propriedades da respetiva secção efetiva, determinada como estipulado nas EN 1993-1-3:2006 e EN 1993-1-5:2006 e assumindo como tensão de cedência a tensão limite convencional de proporcionalidade a 0.2% ao invés da tensão correspondente a uma extensão total de 2% utilizada para os elementos das Classes 1, 2 e 3 (Vila Real 2010).

Segundo o método de dimensionamento ao fogo baseado na capacidade resistente dado na EN 1993-1-2:2005, assume-se que a função resistente de um elemento de aço é mantida após um tempo  $t$  num incêndio se:

$$E_{fi,d} \leq R_{fi,d,t}$$

em que:

$E_{fi,d}$  valor de cálculo dos efeitos das ações em situação de incêndio, de acordo com a EN 1991-1-2:2002;

$R_{fi,d,t}$  correspondente valor de cálculo da resistência do elemento de aço, em situação de incêndio, no instante  $t$ .

De acordo com o Anexo E da EN 1993-1-2:2005, no qual são dadas disposições adicionais para o dimensionamento ao fogo de elementos com secções transversais da Classe 4, a resistência de vigas em flexão deve ser calculada de acordo com as expressões seguintes, previstas para secções da Classe 3, nas quais a área da secção transversal deve ser substituída pela área efetiva e o módulo de flexão substituído pelo módulo de flexão efetivo. A determinação da área da secção transversal efetiva e do módulo de flexão efetivo deve ser feita em conformidade com a EN 1993-1-3:2006 e a EN 1993-1-5:2006, ou seja, com base nas propriedades dos materiais à temperatura ambiente.

O valor de cálculo do momento resistente  $M_{fi,t,Rd}$  no instante  $t$  de uma secção transversal na qual se considerou uma distribuição uniforme de temperatura pode ser determinado a partir da expressão:

$$M_{fi,t,Rd} = k_{y,\theta} M_{Rd} \left[ \gamma_{M,0} / \gamma_{M,fi} \right]$$

em que:

$M_{Rd}$  valor de cálculo do momento elástico resistente da secção transversal à temperatura ambiente, ou o momento resistente reduzido tendo em conta os efeitos do esforço transversal, se necessário, de acordo com a EN 1993-1-3:2006;

$k_{y,\theta}$  fator de redução para a tensão de cedência do aço à temperatura  $\theta_a$ ;

$\gamma_{M,0}$  coeficiente parcial de segurança para a resistência do aço, tomado igual à unidade, de acordo com a EN 1993-1-1:2005;

$\gamma_{M,fi}$  coeficiente parcial de segurança para a resistência do aço em situação de incêndio, tomado igual à unidade, de acordo com a EN 1993-1-2:2005.

Considerando-se uma distribuição de temperatura não uniforme na secção transversal, o valor de cálculo do momento resistente  $M_{fi,t,Rd}$  no instante  $t$  pode ser calculado pela expressão:

$$M_{fi,t,Rd} = k_{y,\theta,max} M_{Rd} \left[ \gamma_{M,0} / \gamma_{M,fi} \right] / (\kappa_1 \kappa_2) \text{ mas } M_{fi,\theta,Rd} \leq M_{Rd}$$

em que:

$k_{y,\theta,max}$  fator de redução para a tensão de cedência do aço à temperatura máxima  $\theta_{a,max}$  atingida no instante  $t$ ;

$\kappa_1$  fator de adaptação para a temperatura não uniforme numa secção transversal, tomado igual à unidade para o caso de uma viga exposta nos quatro lados, igual a 0.70 para uma viga não protegida exposta em três lados, com uma laje mista ou de betão apoiada no quarto lado e igual a 0.85 para uma viga protegida exposta em três lados, com uma laje mista ou de betão apoiada no quarto lado;

$\kappa_2$  fator de adaptação para a temperatura não uniforme ao longo da viga, assumindo o valor 0.85 nos apoios de uma viga hiperestática e 1.0 em todos os outros casos, de acordo com a EN 1993-1-2:2005.

Por fim, a EN 1993-1-2:2005 fornece uma expressão para a determinação do valor de cálculo do momento resistente à encurvadura lateral  $M_{b,fi,t,Rd}$  no instante  $t$  de uma viga sem travamento lateral, expressão que, tal como as anteriores, foi desenvolvida para aplicação a secções transversais da Classe 3, mas que o Anexo E da norma indica que seja aplicada a secções da Classe 4, com as modificações já referidas:

$$M_{b,fi,t,Rd} = \chi_{LT,fi} W_{el,y} k_{y,\theta,com} f_y / \gamma_{M,fi}$$

em que:

$\chi_{LT,fi}$  coeficiente de redução para a encurvadura lateral em situação de incêndio, determinado de acordo com a cláusula 4.2.3.3 (5) da EN 1993-1-2:2005;

$W_{el,y}$  módulo de flexão elástico segundo o eixo de maior inércia ( $y-y$ );

$k_{y,\theta,com}$  fator de redução para a tensão de cedência do aço à temperatura máxima no banzo comprimido  $\theta_{a,com}$  atingida no instante  $t$ ;

$f_y$  tensão de cedência do aço a 20°C.

A EN 1993-1-2:2005 permite portanto a aplicação dos métodos de cálculo desenvolvidos para elementos de aço laminados a quente no dimensionamento de elementos de aço enformados a frio a temperaturas elevadas, apesar de as características e o comportamento dos elementos nestes dois tipos de aço serem diferentes. No entanto, estudos numéricos realizados por (Kankanamge e Mahendran 2012a) no comportamento e dimensionamento ao fogo de vigas de aço enformado a frio submetidas a encurvadura lateral-torsional a temperaturas elevadas revelaram a inadequação da utilização dos métodos propostos na EN 1993-1-2:2005 para a previsão da capacidade resistente à encurvadura lateral-torsional de vigas neste material submetidas a altas temperaturas.

Face à incapacidade dos métodos propostos na EN 1993-1-2:2005 de prever com exatidão o comportamento de elementos estruturais em aço enformado a frio em situação de incêndio, diversos autores têm apontado a possibilidade de aplicação dos métodos de dimensionamento de elementos de aço enformados a frio à temperatura ambiente propostos na EN 1993-1-3:2006 no dimensionamento desses elementos a temperaturas elevadas, substituindo os valores das propriedades mecânicas à temperatura ambiente pelos seus valores reduzidos para ter em conta o efeito da temperatura. De acordo com (Ranby 1999), o dimensionamento de estruturas de aço enformado a frio em situação de incêndio pode ser efetuado recorrendo aos métodos fornecidos para o cálculo à temperatura ambiente com os valores da tensão de

---

cedência e do módulo de elasticidade do material reduzidos e correspondendo a uma extensão residual de 0.2%.

O método de dimensionamento à temperatura ambiente de elementos de aço enformados a frio proposto na EN 1993-1-3:2006 baseia-se no Método das Larguras Efetivas (MLE), método aproximado de cálculo aplicável a secções da Classe 4 que permite ter em conta a redução na resistência do elemento devida aos fenómenos de encurvadura local e distorcional. A maioria dos elementos estruturais de aço enformado a frio possui secções transversais da Classe 4, secções com elevada esbelteza, o que as torna suscetíveis a um conjunto de fenómenos que normalmente não afetam as secções laminadas a quente, nomeadamente os fenómenos de encurvadura local e distorcional.

A análise rigorosa de um elemento estrutural de parede fina implica a sua análise como uma placa dobrada contínua, o que representa uma abordagem muito complexa e demorada. Deste modo, considera-se habitualmente que a secção transversal do elemento é constituída por um conjunto de placas individuais, com determinadas condições de fronteira (as outras placas do perfil), de tal forma que o comportamento individual de cada uma das placas define o comportamento global da secção (Gervásio et al. 2003). O procedimento de cálculo do MLE consiste em reduzir cada placa comprimida da secção transversal do elemento para uma largura efetiva, desprezando assim as áreas que menos contribuem para a resistência, e calcular, com as propriedades da secção efetiva, a resistência teórica do elemento. Com isto, considera-se indiretamente a resistência de pós-encurvadura do elemento e a interação entre os modos de instabilidade local e global (Pinto 2010).

Uma vez que a espessura das placas individuais dos elementos estruturais em aço enformado a frio é reduzida quando comparada com a sua largura, a resistência dos elementos neste tipo de aço é muitas vezes condicionada pela resistência à encurvadura e à pós-encurvadura. Contrariamente ao que se verifica nos elementos laminados a quente, nos enformados a frio a encurvadura ocorre normalmente antes da cedência da secção e o colapso dos elementos não acontece logo que a tensão de encurvadura é atingida, observando-se que mantêm capacidade portante mesmo após a encurvadura através de mecanismos de redistribuição de esforços, fenómeno conhecido por “resistência de pós-encurvadura” e tanto mais pronunciado quanto maior a esbelteza do elemento.

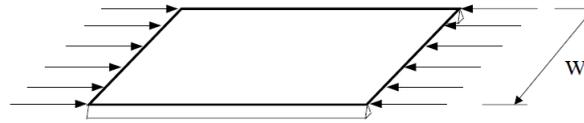


Figura 2.11 - Elemento enrijecido à compressão (Yu e Schafer 2005)

Na Figura 2.12 (a) é apresentada uma idealização das tensões longitudinais no elemento enrijecido à compressão da Figura 2.11 ao longo de diversas fases de um carregamento. Na fase inicial do carregamento observa-se que a tensão é uniformemente distribuída; à medida que a tensão aplicada se aproxima do valor da tensão de encurvadura, a distribuição de tensões deixa de ser uniforme e a tensão máxima aumenta para além do valor da tensão de encurvadura até atingir a tensão de cedência, quando o elemento colapsa (Yu e Schafer 2005).

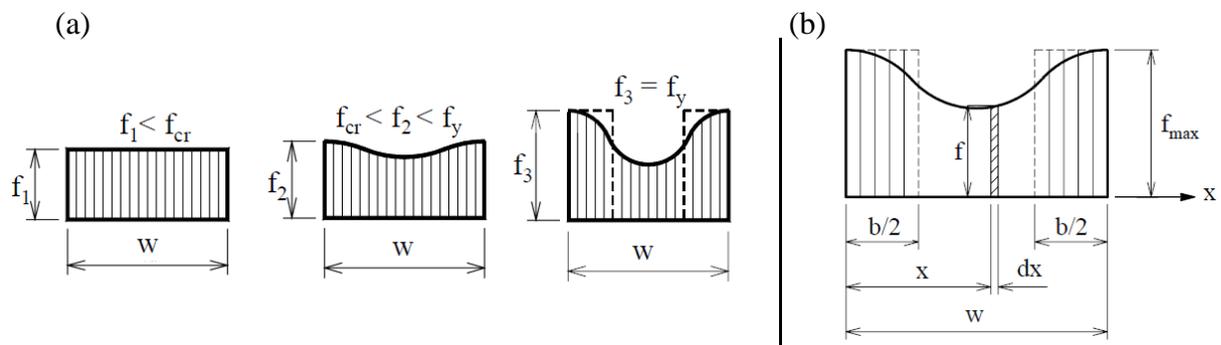


Figura 2.12 - (a) Desenvolvimento da distribuição das tensões em elementos enrijecidos à compressão; (b) Largura efetiva do elemento (Yu e Schafer 2005)

O comportamento elástico de pós-encurvadura de uma placa fina pode ser analisado utilizando a teoria dos grandes deslocamentos, mas tal metodologia é geralmente demasiado complexa para que tenha aplicabilidade prática e, assim, o MLE dado na EN 1993-1-3:2006 surge como alternativa para a determinação da resistência de secções da Classe 4.

No MLE, ao invés de se considerar a distribuição não uniforme da tensão ao longo da largura da placa, assume-se que o carregamento é suportado na totalidade por uma largura fictícia  $b$  sujeita a uma tensão uniformemente distribuída  $f_{\text{máx}}$  igual à tensão nas extremidades do elemento conforme apresentado na Figura 2.12 (b) ( $f_{\text{máx}}$  assumida como a tensão de cedência do aço quando se pretende conhecer a capacidade máxima do elemento). O cálculo da resistência de pós-encurvadura de um elemento enrijecido é deste modo simplificado à determinação da sua largura efetiva (Yu e Schafer 2005).

## 2.4 Propriedades mecânicas do aço enformado a frio a temperaturas elevadas

O conhecimento do comportamento do aço enformado a frio em situação de incêndio, nomeadamente a evolução das suas propriedades mecânicas de resistência e rigidez quando submetido a temperaturas elevadas, é absolutamente fulcral para a obtenção de resultados fiáveis no dimensionamento ao fogo de elementos deste material.

É sabido que o aço, quando submetido a temperaturas elevadas, sofre uma redução das suas propriedades mecânicas, principal causa para a perda de resistência dos elementos metálicos que se verifica numa situação de incêndio. No entanto, a maioria dos estudos realizados até hoje com o intuito de aferir a evolução das propriedades do aço com a temperatura são relativos a perfis laminados a quente e a sua extensão aos perfis enformados a frio não se revela adequada nem desejável, pelo que se torna imperativa a inclusão nas normas de dimensionamento ao fogo de fatores de redução para a relação constitutiva do aço enformado a frio a temperaturas elevadas validados por estudos experimentais neste material.

À temperatura ambiente, a curva tensão-extensão característica do aço enformado a frio (Figura 2.13 (b)) difere da do aço laminado a quente (Figura 2.13 (a)). Enquanto esta última apresenta um patamar de cedência bem definido em que se verifica um grande aumento de deformação com uma variação relativamente pequena da tensão, a do aço enformado a frio exhibe uma cedência gradual, isto é, após o regime elástico a tensão continua a aumentar progressivamente com a deformação.

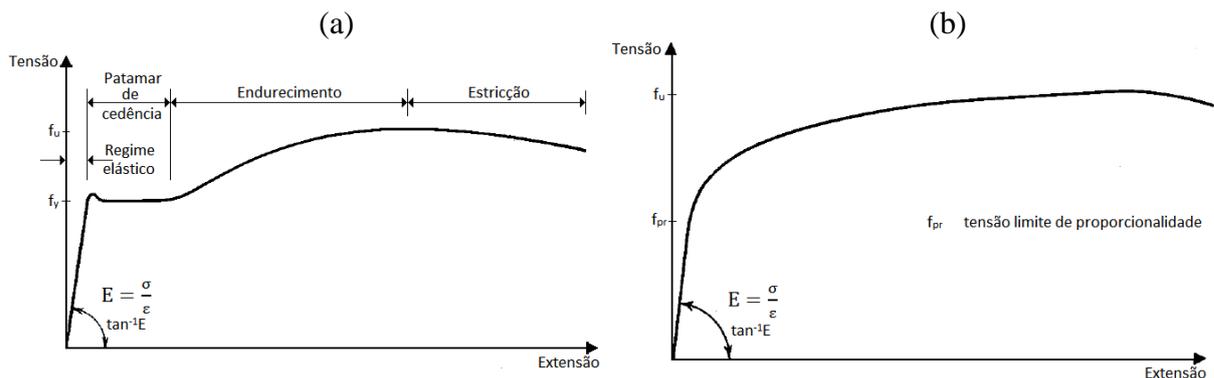


Figura 2.13 - Curvas tensão-extensão: (a) aço laminado a quente; (b) aço enformado a frio (Yu 2000)

### 2.4.1 Propriedades mecânicas do aço enformado a frio a temperaturas elevadas de acordo com a EN1993

A EN 1993-1-2:2005 fornece a relação tensão-extensão do aço estrutural, representada na Figura 2.14, a partir da qual poderão ser obtidas as propriedades de resistência e de deformação do aço a temperaturas elevadas, para taxas de aquecimento entre 2 e 50 K/min.

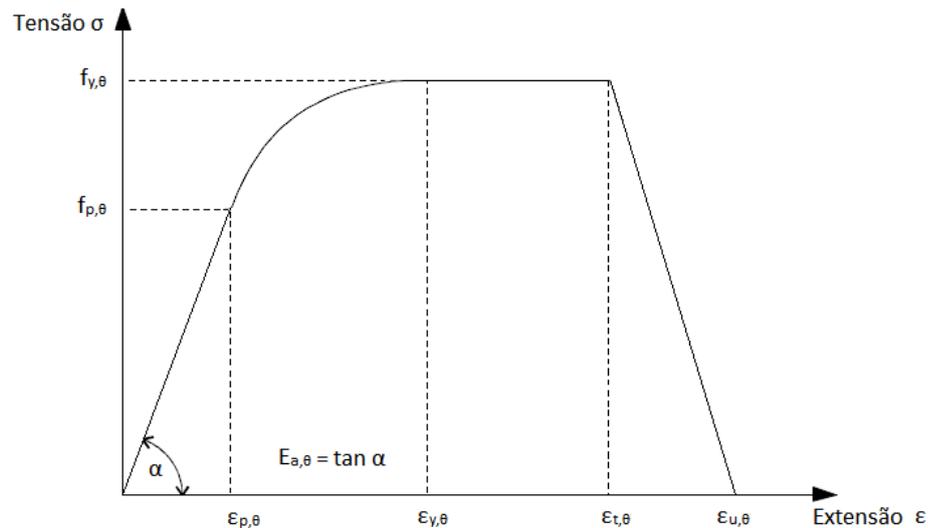


Figura 2.14 - Relação tensão-extensão para o aço carbono a temperaturas elevadas (EN 1993-1-2:2005)

Na Figura 2.14,  $f_{y,\theta}$  representa a tensão de cedência efetiva à temperatura  $\theta$ ,  $f_{p,\theta}$  o limite de proporcionalidade à temperatura  $\theta$ ,  $E_{a,\theta}$  a inclinação da reta que representa o domínio elástico,  $\varepsilon_{p,\theta}$  a extensão limite de proporcionalidade,  $\varepsilon_{y,\theta}=0.02$  a tensão de cedência,  $\varepsilon_{t,\theta}=0.15$  a extensão limite para o patamar de cedência e  $\varepsilon_{u,\theta}=0.2$  a extensão última.

Note-se que na parte geral da EN 1993-1-2:2005, orientada para o dimensionamento de elementos de aço laminados a quente, estabelece-se que a tensão de cedência corresponde a uma extensão total de 2%. No entanto, de acordo com o estipulado no Anexo E da EN 1993-1-2:2005 para o cálculo em situação de incêndio de secções da Classe 4, o valor de cálculo da tensão de cedência do aço deve ser considerado igual à tensão limite convencional de proporcionalidade a 0.2%. Esta consideração vai de encontro ao sustentado por diversos autores, (Feng et al. 2003, Mecozzi e Zhao 2005, Ranby 1999), que afirmam que no dimensionamento de elementos de aço enformados a frio em que os fenómenos de instabilidade local se tornam condicionantes, as tensões limitativas são a tensão limite de elasticidade,  $f_{0.2,p}$ , ou a tensão crítica de instabilidade local,  $f_{cr}$ , que por sua vez pode ser inferior à anterior.

No mesmo Anexo E são fornecidos os fatores de redução do valor de cálculo da tensão de cedência dos aços carbono em relação à tensão de cedência a 20°C, apresentados no Quadro 2.2, valores que diferem dos propostos na norma para secções de aço das Classes 1, 2 e 3. Na Figura 2.15 encontram-se os fatores de redução para a relação tensão-extensão de secções de aço da Classe 4 enformadas a frio e laminadas a quente a temperaturas elevadas, de acordo com o Anexo. Note-se que os fatores de redução da tensão de cedência para secções da Classe 4 propostos na EN 1993-1-2:2005 não têm em consideração se o aço é laminado a quente ou enformado a frio, sendo comuns para ambos os materiais. Diversos estudos experimentais sobre o efeito das temperaturas elevadas nas propriedades mecânicas do aço enformado a frio (Outinen et al. 2000, Chen e Young 2007, Kankanamge e Mahendran 2011) sustentam a necessidade de definir novos fatores de redução para a tensão de cedência e o módulo de elasticidade determinados especificamente para o aço enformado a frio.

Quadro 2.2 - Fatores de redução para os valores de cálculo da tensão de cedência do aço carbono de secções da Classe 4 a temperaturas elevadas (EN 1993-1-2:2005)

Temperatura do aço $\theta_a$	Fator de redução de secções da Classe 4 laminadas a quente e soldadas $k_{0.2,p,\theta} = f_{0.2,p,\theta} / f_y$	Fator de redução de secções da Classe 4 enformadas a frio $k_{0.2,p,\theta} = f_{0.2,p,\theta} / f_y$
20°C	1.00	1.00
100°C	1.00	1.00
200°C	0.89	0.89
300°C	0.78	0.78
400°C	0.65	0.65
500°C	0.53	0.53
600°C	0.30	0.30
700°C	0.13	0.13
800°C	0.07	0.07
900°C	0.05	0.05
1000°C	0.03	0.03
1100°C	0.02	0.02
1200°C	0.00	0.00

NOTA 1: Para os valores intermédios da temperatura do aço poderá efetuar-se uma interpolação linear.

NOTA 2: A definição de  $f_{yb}$  deverá ser obtida da EN1993-1-3:2006.

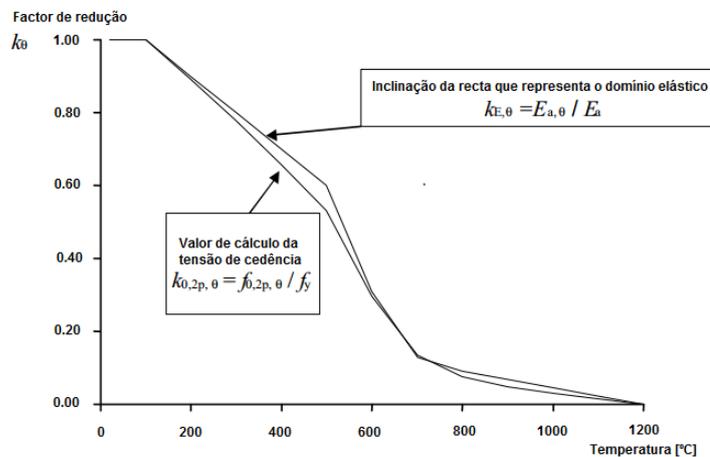


Figura 2.15 - Fatores de redução para a relação tensão-extensão de secções de aço da Classe 4 enformadas a frio e laminadas a quente a temperaturas elevadas (EN 1993-1-2:2005)

#### 2.4.2 Estudos que abordam a influência da temperatura nas propriedades mecânicas do aço enformado a frio

A utilização crescente do aço enformado a frio em construções que se tem verificado nos últimos anos tem impulsionado a necessidade de desenvolver estudos experimentais que possibilitem um conhecimento aprofundado das propriedades deste material. Assim, diversos estudos experimentais têm sido realizados para estudar a influência da temperatura no comportamento reológico do aço enformado a frio, sendo aqui feita referência apenas aos de maior relevância.

(Outinen et al. 2000) realizaram uma extensa investigação experimental no Laboratório de Estruturas de Aço na Universidade de Tecnologia de Helsínquia com vista a determinar as propriedades mecânicas do aço estrutural galvanizado a quente S350GD+Z a altas temperaturas através de ensaios de tração axial em estado transiente e em estado estacionário. Nos ensaios em estado transiente, o provete é tracionado com carga constante enquanto a temperatura é aumentada de modo constante até à rotura. Nestes ensaios, as extensões são medidas em função da temperatura e a elongação térmica subtraída à extensão total de modo a obter uma curva temperatura-extensão. Vários autores (Outinen 2006, Chen e Young 2007) têm sustentado que este método de ensaio em estado transiente é preferível a outro método comumente utilizado, o ensaio em estado estacionário em que o provete é previamente aquecido até uma determinada temperatura e só depois tracionado até à rotura, pois numa situação real de incêndio ocorre aumento de temperatura e assim o método de ensaio em estado transiente revela-se mais realístico na previsão do comportamento do material ao fogo.

Os resultados dos ensaios realizados neste estudo são apresentados na Figura 2.16 (a) para a tensão de cedência e na Figura 2.16 (b) para o módulo de elasticidade deste aço. Os gráficos incluem também a comparação com os valores dados por diversas normas de dimensionamento, bem como a nova proposta de (Outinen et al. 2000) para o decréscimo da tensão de cedência em função da temperatura, baseada somente nos resultados obtidos nos ensaios em estado transiente. Os autores puderam constatar que os valores obtidos nos ensaios para a tensão de cedência e o módulo de elasticidade em função da temperatura foram inferiores aos valores dados na EN 1993-1-2:2005 e que, portanto, a assunção de fatores de redução para as propriedades dos aços enformados a frio iguais aos obtidos para laminados a quente, como é recomendado naquela norma, não é adequada.

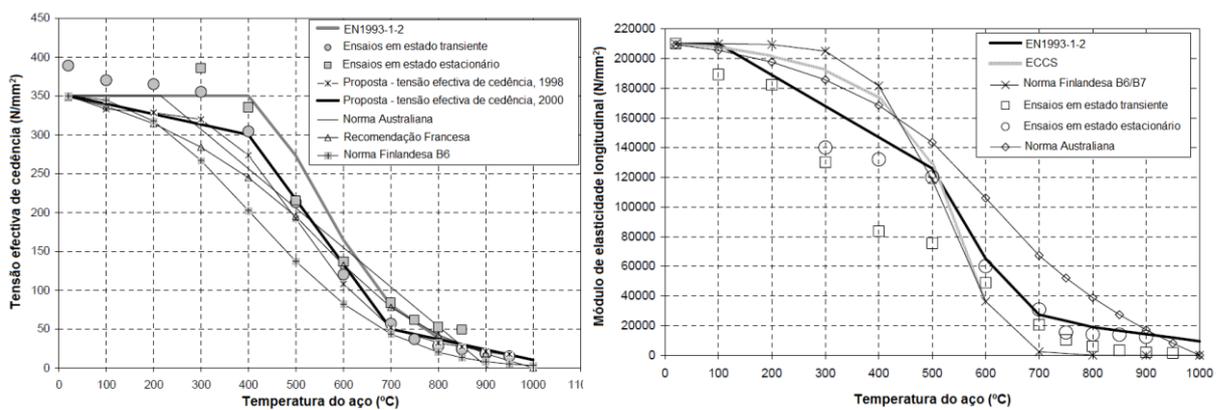


Figura 2.16 - (a) Tensão efetiva de cedência do aço estrutural S350GD+Z em função da temperatura; (b) Módulo de elasticidade longitudinal do aço estrutural S350GD+Z em função da temperatura (Outinen et al. 2000)

Ainda com base na investigação experimental levada a cabo no Laboratório de Estruturas de Aço na Universidade de Tecnologia de Helsínquia com vista a determinar as propriedades mecânicas do aço estrutural galvanizado a quente S350GD+Z a altas temperaturas e após arrefecimento, (Outinen e Mäkeläinen 2002) e (Outinen 2007) realizaram ensaios de tração à temperatura ambiente em amostras retiradas de elementos estruturais neste tipo de aço anteriormente ensaiados à compressão a altas temperaturas (até 950°C) para avaliar as propriedades mecânicas residuais do aço após incêndio. Na Figura 2.17 é apresentada a comparação realizada pelos autores do estudo entre os resultados dos ensaios à tração após arrefecimento e dos ensaios à tração anteriores ao aquecimento, sendo possível concluir que as propriedades mecânicas residuais do aço estrutural S350GD+Z aproximam-se das nominais do material, o que vai de encontro à recomendação da norma britânica BS 5950-5:1998, de que para elementos de aço enformado a frio após incêndio se pode assumir uma resistência

residual da ordem de 90% da resistência original desde que as deformações sofridas se encontrem dentro das tolerâncias de deformabilidade da estrutura.

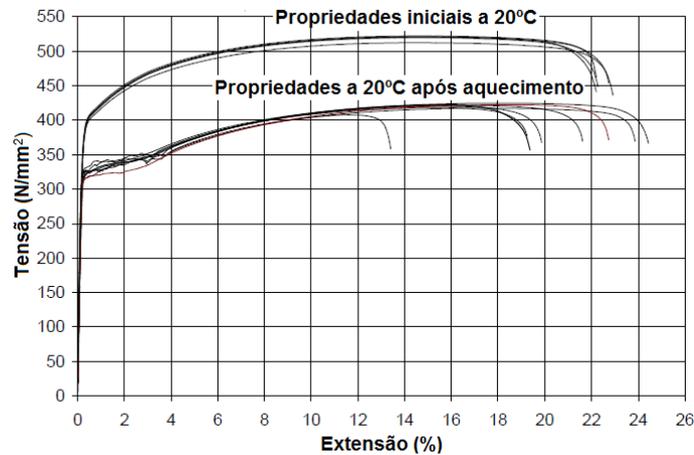


Figura 2.17 - Resultados dos ensaios de tração no aço estrutural S350GD+Z antes e após ensaios de compressão a temperaturas elevadas (Outinen e Mäkeläinen 2002)

(Chen e Young 2007) realizaram uma investigação experimental para determinar as propriedades mecânicas do aço enformado a frio das classes G550 e G450 a temperaturas elevadas. Os provetes, com 1 mm e 1.9 mm de espessura para os aços G550 e G450, respetivamente, foram tracionados até à rotura e determinadas as suas propriedades mecânicas em ensaios em estado estacionário e transiente. A partir dos resultados obtidos nos ensaios, os autores teceram comparações com as previsões obtidas pelas normas Australiana, Britânica e com a EN 1993-1-2:2005, concluindo que no respeitante à tensão de cedência, as normas referidas são conservativas para temperaturas até aos 500°C, aproximadamente, fornecendo valores não conservativos para temperaturas mais elevadas. Por outro lado, os valores do módulo de elasticidade previstos pela norma Australiana e pela EN 1993-1-2:2005 mostraram-se conservativos quando comparados com os ensaios em estado estacionário, mas geralmente não conservativos para os ensaios em estado transiente. Os autores do estudo propuseram uma expressão unificada para o cálculo da tensão de cedência dos aços enformados a frio das classes G550 e G450 para temperaturas entre os 22 e os 1000°C, bem como uma expressão para a determinação do módulo de elasticidade destes aços para temperaturas entre os 22 e os 650°C, baseada nos resultados dos ensaios em estado transiente. Adicionalmente, foi proposta uma expressão para o cálculo da tensão e extensão últimas do aço enformado a frio a temperaturas elevadas. Os valores obtidos pelas expressões propostas foram comparados com os dos ensaios realizados, bem como com resultados de estudos de outros autores, tendo sido obtida uma boa concordância.

(Ranawaka e Mahendran 2009, Kankanamge e Mahendran 2011) estudaram a influência da classe estrutural e da espessura das chapas na evolução das propriedades mecânicas do aço enformado a frio a temperaturas elevadas. Neste contexto, diversos ensaios de tração em estado estacionário com temperaturas variando entre os 20 e os 800°C, no caso do primeiro estudo, e entre os 20 e os 700°C, no caso do segundo, foram realizados em provetes de aço das classes G550 e G250 com espessuras 0.60, 0.80 e 0.95 mm (Ranawaka e Mahendran 2009) e em provetes de aço G250 com 1.55 e 1.95 mm de espessura e G450 com 1.50 e 1.90 mm (Kankanamge e Mahendran 2011). Os resultados dos ensaios permitiram aos autores concluir que os fatores de redução da tensão de cedência em função da temperatura variam com base na classe estrutural do aço, mas que a espessura da chapa não influencia significativamente esses valores. No que à influência da classe estrutural na redução da tensão de cedência do aço enformado a frio diz respeito, os autores puderam verificar que, para baixas temperaturas, os aços de baixa resistência perdem a sua resistência mais rapidamente que os de alta resistência; no entanto, a partir dos 400°C, aproximadamente, a situação inverte-se e são os aços de alta resistência que registam um decréscimo mais acentuado da tensão de cedência. Como consequência, ambos os aços de alta e de baixa resistência apresentam valores similares da tensão de cedência a temperaturas mais elevadas. Os autores justificam esta diferença nas taxas de degradação da resistência dos dois tipos de aço pelo processo de enformagem a frio, indicando que quando submetidos a altas temperaturas, os aços enformados a frio tendem a perder a resistência que ganharam durante o processo de enformagem e que, portanto, os aços de alta resistência tendo ganho maior resistência durante esse processo, sofrerão maiores perdas a temperaturas mais elevadas. Por outro lado, não foi constatada qualquer influência relevante da classe do aço nem da espessura da chapa nos valores obtidos para os fatores de redução do módulo de elasticidade em função da temperatura. Os autores realizaram ainda uma comparação dos valores obtidos nos seus ensaios com os valores previstos nas normas de dimensionamento EN 1993-1-2:2005 e BS 5950-5:1998 e em investigações experimentais efetuadas até à data (Figura 2.18), tendo concluído que nem as normas nem as propostas dos investigadores são capazes de prever com exatidão o comportamento a altas temperaturas dos aços enformados a frio considerados no seu estudo, tendo sido propostas novas expressões para a determinação da redução da tensão de cedência, distintas para aços de alta e de baixa resistência, e para a determinação da diminuição do módulo de elasticidade em função da temperatura.

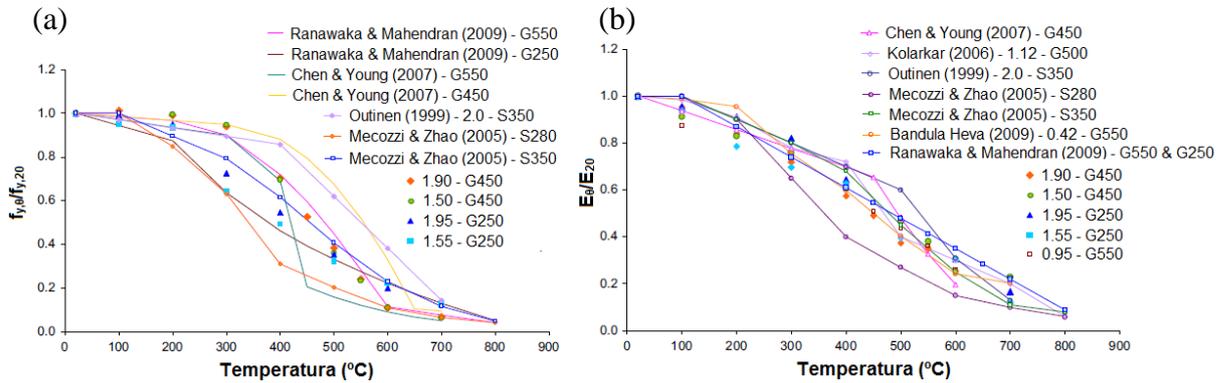


Figura 2.18 - Comparação dos fatores de redução obtidos por (Kankanamge e Mahendran 2011), com os obtidos por outros investigadores: a) tensão de cedência e b) módulo de elasticidade

Outro aspeto a que importa atender no estudo do comportamento reológico do aço enformado a frio é o modo como o processo de enformagem influencia as suas propriedades mecânicas de resistência e rigidez, nomeadamente a variabilidade dessas propriedades em função da zona da secção transversal do elemento estrutural. É sabido que as propriedades mecânicas do aço enformado a frio sofrem alterações com a operação de enformagem e diversas normas de dimensionamento permitem inclusive a consideração de um aumento na tensão de cedência do material devido a esse processo. Isto porque a operação de enformagem a frio é responsável por um aumento da tensão de cedência e da resistência à tração do aço, provocando ao mesmo tempo um decréscimo da ductilidade (Figura 2.9). Uma vez que o material das dobras de uma secção transversal é mais afetado pelo processo de enformagem que o material das partes planas (alma e banzos), as propriedades mecânicas do aço variam nas diferentes zonas da secção transversal (Figura 2.8 (b)). Apesar de na literatura da especialidade ser possível encontrar diversos estudos experimentais sobre os efeitos da operação de enformagem nas propriedades mecânicas das secções enformadas a frio, (Karren e Winter 1967, Rondal e Dubina 2005), esses estudos foram conduzidos à temperatura ambiente, havendo apenas registo do estudo experimental de (Chen e Young 2006) sobre o efeito das temperaturas elevadas nas propriedades mecânicas das dobras e das zonas planas das secções enformadas a frio.

Na sua investigação experimental, (Chen e Young 2006) procuraram aferir o modo como a temperatura influencia as propriedades mecânicas das dobras externa e interna e da alma de um perfil enformado a frio com secção transversal  $\Sigma$  com 1.9 mm de espessura em aço da classe estrutural G500. Os provetes provenientes das dobras externa e interna e da alma dos perfis  $\Sigma$ , representados na Figura 2.19, foram tracionados até à rotura e submetidos a temperaturas variando entre os 20 e os 1000°C em ensaios em estado transiente e estacionário.

A partir dos resultados dos ensaios experimentais, os autores puderam concluir que o processo de enformagem a frio não afeta significativamente o valor do módulo de elasticidade, contrariamente aos valores da tensão limite de elasticidade do aço. De facto, constatou-se que o valor do módulo de elasticidade não varia consoante a zona da secção transversal, ao passo que se verificaram aumentos de respetivamente 10 e 4% nos valores da tensão limite de elasticidade das dobras externa e interna da secção em relação ao valor dessa tensão na alma. Por outro lado, a partir dos ensaios a temperaturas elevadas foi possível verificar que os fatores de redução da tensão limite de elasticidade dos provetes provenientes das dobras são similares aos dos provetes provenientes da alma, conforme se vê na Figura 2.19.

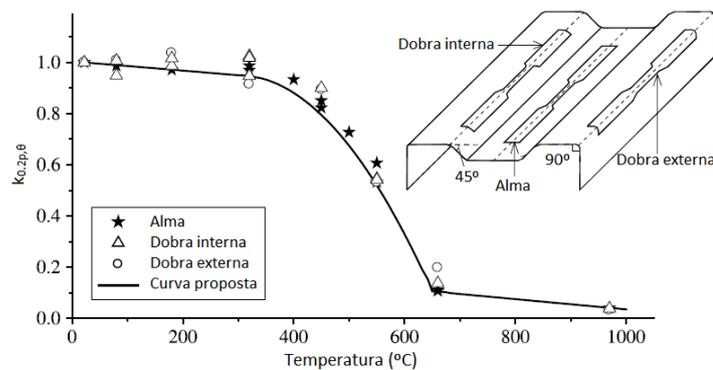


Figura 2.19 - Fatores de redução para a tensão limite de elasticidade do aço de diferentes zonas de um perfil  $\Sigma$  em função da temperatura (Chen e Young 2006)

## 2.5 Estudos realizados no comportamento ao fogo de vigas de aço enformado a frio

A investigação realizada no âmbito do comportamento de vigas de aço enformado a frio em situação de incêndio é ainda muito limitada e praticamente restringida a estudos numéricos. O dimensionamento de estruturas em aço enformado a frio reveste-se de alguma complexidade uma vez que requer a verificação de modos de colapso adicionais em comparação com elementos laminados a quente, nomeadamente a verificação da capacidade da estrutura em relação a modos de encurvadura locais e globais e suas interações, incluindo encurvadura por flexo-torção e distorcional.

Em situação de incêndio, a forma como se distribui a temperatura ao longo dos elementos estruturais é da maior importância, não apenas pelo modo como influencia a degradação das propriedades do material mas também pelos efeitos causados pela elongação térmica. Apesar de nos modelos simplificados de cálculo ser admissível a consideração de uma distribuição uniforme da temperatura ao longo da secção transversal e do comprimento do elemento, tal

pode induzir a dimensionamentos incorretos uma vez que elementos aquecidos de um só lado geralmente desenvolvem um gradiente de temperatura mais ou menos acentuado ao longo da secção, causando uma deflexão na direção da fonte de calor visto que o lado mais aquecido do elemento sofre uma maior expansão térmica que o lado menos aquecido. Por outro lado, a expansão térmica global poderá originar o desenvolvimento de forças de restrição consideráveis nas extremidades do elemento se estas se encontrarem a temperaturas inferiores e forem capazes de resistir à expansão do elemento, levando ao desenvolvimento de momentos normais adicionais e, conseqüentemente, ao surgimento de momentos de segunda ordem. A alongação térmica sofrida pelo elemento traduz-se geralmente num aumento das deflexões, das forças de restrição e dos esforços nas ligações. No caso das vigas, à medida que a deflexão aumenta, ocorre o desenvolvimento de forças de tração ao longo do eixo do elemento e, se as ligações forem capazes de resistir a esses esforços adicionais e de manterem as extremidades da viga na sua posição, verifica-se o designado efeito de catenária, já muito estudado no caso de vigas em aço laminado a quente. À medida que a temperatura aumenta, pode mesmo acontecer que esse efeito de catenária seja o principal fator a evitar o colapso total da viga (Kaitila 2000).

A EN 1993-1-2:2005 determina que em elementos com secções da Classe 4, nos quais se incluem a maioria dos perfis de aço enformados a frio, para ser verificada a função resistente do elemento em situação de incêndio, a temperatura do aço em todas as secções não poderá exceder, em altura alguma, os 350°C. No entanto, estudos realizados no comportamento ao fogo de vigas de aço enformado a frio revelam que estas mantêm a capacidade resistente a temperaturas superiores aos 350°C (Kankanamge e Mahendran 2012a, Laím et al. 2009, Laím et al. 2013a).

Inserido no projeto de investigação PTDC/ECM/116859/2010 da Fundação para a Ciência e a Tecnologia do Ministério Português da Ciência e do Ensino Superior no âmbito do qual se enquadra também esta dissertação de mestrado, (Laím et al. 2013a, Laím et al. 2013b) levaram a cabo um estudo muito aprofundado sobre o comportamento ao fogo de vigas de aço enformado a frio com vista a propor métodos simplificados de cálculo para o seu dimensionamento em situação de incêndio. O trabalho de investigação consistiu num vasto programa de ensaios experimentais em vigas de aço enformado a frio com diversas secções transversais e diferentes condições de restrição dos apoios nas extremidades das vigas (Laím et al. 2013a), a que se seguiu um estudo numérico realizado com o programa de elementos finitos ABAQUS que permitiu verificar os resultados dos ensaios experimentais e alargar o estudo a outras situações semelhantes mas não ensaiadas em laboratório (Laím et al. 2013b).

No estudo experimental, (Laím et al. 2013a) realizaram um total de 24 ensaios de resistência ao fogo em vigas com e sem restrição à elongação térmica, com secções transversais C, I-enrijecido, R e 2R, com as dimensões indicadas na Figura 2.20 (a), com o intuito de analisar a influência da forma da secção transversal e o efeito da restrição axial à elongação térmica na resistência ao fogo dos elementos estruturais. Os perfis, com 2.5 mm de espessura e 3 m de vão em aço estrutural galvanizado a quente S280GD+Z, foram submetidos a uma carga aplicada em dois pontos do seu comprimento, respetivamente a um e a dois terços do vão (ensaio de flexão de quatro pontos), até atingir 50% do valor de cálculo do momento resistente calculado de acordo com as EN 1993-1-1:2005 e EN 1993-1-3:2006. Seguidamente, com a carga mantida constante, os provetes foram sujeitos à ação térmica aplicada por um forno elétrico horizontal com uma taxa de aquecimento igual à preconizada pela curva padrão ISO 834. Os resultados obtidos na investigação experimental permitiram concluir que, como seria de esperar, as vigas em aço enformado a frio possuem uma baixa resistência ao fogo e são muito suscetíveis a fenómenos de instabilidade global e distorcional, tendo sido os primeiros os principais responsáveis pelo colapso das vigas de secção aberta e os segundos pelo colapso das de secção oca. Observou-se ainda que as vigas de secção oca possuem um comportamento ao fogo significativamente melhor que o apresentado pelas de secção aberta e que, no caso das vigas sem restrição axial, a temperatura crítica foi consideravelmente superior aos 350°C preconizados na EN 1993-1-2:2005 para elementos com secção de Classe 4, conforme se vê na Figura 2.20 (b). Relativamente ao efeito da restrição axial na resistência ao fogo das vigas ensaiadas, foi possível constatar que uma restrição de sensivelmente 15 kN/mm foi responsável por uma redução de respetivamente 40 e 60% na temperatura crítica das vigas I-enrijecido e C. A constatação de que a resistência ao fogo deste tipo de perfis é condicionada pelos fenómenos de instabilidade global e distorcional a que eles são muito suscetíveis, levou os autores a proporem a realização de novos estudos experimentais e numéricos em perfis com secções sigma, possuidoras de maior rigidez torsional, investigação a que diz respeito a presente dissertação de mestrado.

Com base nos resultados da análise experimental, (Laím et al. 2013b) desenvolveram e validaram um modelo de elementos finitos no programa numérico-computacional ABAQUS que permitiu a realização de um estudo paramétrico onde foram avaliadas a influência do comprimento do vão, do nível de carregamento e das imperfeições geométricas na resistência ao fogo de vigas em aço enformado a frio. Os resultados das simulações numéricas efetuadas permitiram aos autores concluir que, como seria de esperar, quanto maior o nível de carregamento e a esbelteza normalizada para a encurvadura lateral, menor a temperatura crítica das vigas. Observou-se no entanto que no caso das vigas com secção transversal C e R, para um carregamento inicial correspondente a 30% do valor de cálculo da resistência à

encurvadura lateral à temperatura ambiente, a temperatura crítica foi de aproximadamente 700°C independentemente do valor da esbelteza considerado. À semelhança do que tinha sido constatado no estudo experimental, verificou-se uma maior resistência ao fogo das vigas de secção fechada comparativamente com as de secção aberta. Os resultados do estudo paramétrico evidenciaram ainda a importância da consideração de valores para as cargas de serviço e para as imperfeições o mais próximo possível da realidade dado que estes parâmetros podem afetar a temperatura crítica das vigas em 70 e 20%, respetivamente.

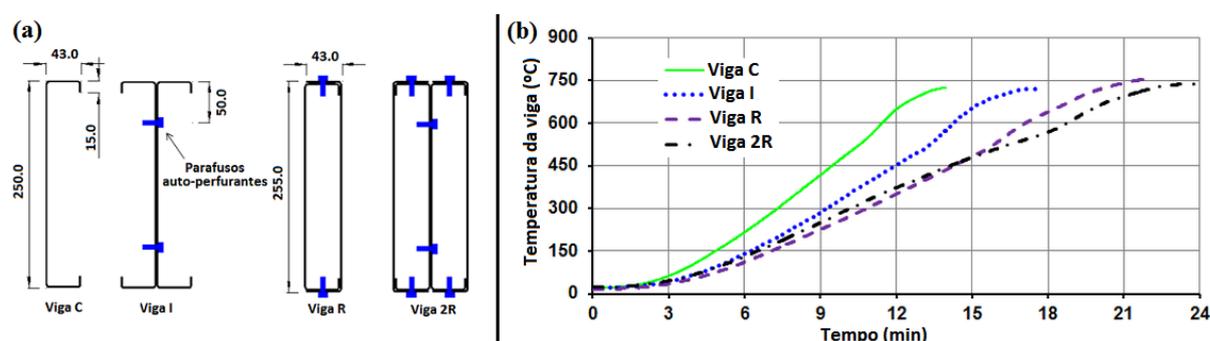


Figura 2.20 - (a) Esquema dos provetes de ensaio (unidades em mm); (b) Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios de resistência ao fogo sem restrição à elongação térmica (Laím et al. 2013a)

Para além da investigação levada a cabo por (Laím et al. 2013a), a revisão bibliográfica realizada revelou a quase inexistência de estudos experimentais sobre o comportamento ao fogo de vigas de aço enformado a frio e expôs a necessidade de aprofundar o conhecimento acerca do desempenho destes elementos estruturais em situação de incêndio de modo a possibilitar uma melhoria no dimensionamento ao fogo de estruturas neste material de crescente popularidade. Relativamente aos estudos numéricos realizados no comportamento ao fogo de vigas de aço enformado a frio, para além de (Laím et al. 2013b), destaque para as investigações de (Alves 2006) e de (Kankanamge e Mahendran 2012a), cujas principais conclusões se encontram sumarizadas nos parágrafos seguintes.

(Alves 2006) desenvolveu modelos numéricos para simular e estudar o comportamento de vigas de aço enformado a frio com secção transversal U, simplesmente apoiadas e submetidas a flexão simples, procurando avaliar o efeito do aumento da temperatura na estabilidade, comportamento de pós-encurvadura e resistência última das vigas, bem como o efeito da amplitude das imperfeições geométricas iniciais no decréscimo do momento resistente com o aumento da temperatura. As análises foram realizadas recorrendo ao programa de elementos finitos ABAQUS tendo o autor concluído que o decréscimo da capacidade resistente devido

ao aumento da temperatura é independente das imperfeições geométricas iniciais, como se depreende da análise do gráfico da Figura 2.21. Em relação à influência da temperatura nas curvas de estabilidade e nos valores do momento crítico das vigas, o autor pôde afirmar que a redução do momento crítico devida à temperatura é independente do modo de instabilidade do elemento, dependendo antes da degradação das propriedades mecânicas do material devida ao aumento da temperatura.

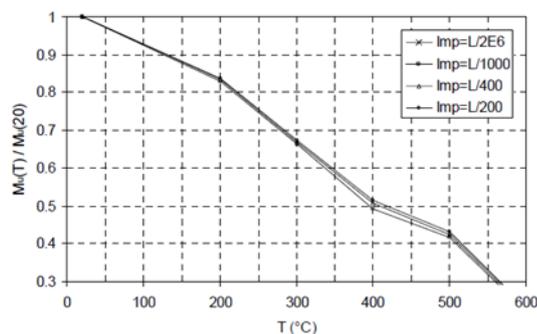


Figura 2.21 - Influência das imperfeições geométricas iniciais em função da temperatura na capacidade resistente de vigas de aço enformado a frio com secção C (Alves 2006)

(Kankanamge e Mahendran 2012a) realizaram um estudo numérico recorrendo ao programa de elementos finitos ABAQUS no comportamento de vigas de aço enformado a frio com secção C sujeitas a encurvadura lateral-torsional a temperaturas elevadas. Os autores constataram que a diminuição da capacidade resistente das vigas verificada em situação de incêndio não depende exclusivamente da temperatura uma vez que foram obtidos valores distintos dessa redução para diferentes classes do aço. No estudo, os autores demonstraram que a capacidade resistente à encurvadura lateral-torsional é fortemente influenciada pelo nível de não linearidade das curvas tensão-extensão do aço a temperaturas elevadas e que essa não-linearidade pode ser representada pelo rácio do limite de proporcionalidade pela tensão de cedência do aço a 0.2%. Os valores dos momentos resistentes últimos das vigas submetidas a temperaturas elevadas obtidos no estudo paramétrico realizado foram comparados com os obtidos pela utilização da curva de dimensionamento à encurvadura lateral-torsional 'b' dada na EN 1993-1-3:2006 considerando os fatores de redução das propriedades do material estabelecidos em (Ranawaka e Mahendran 2009) com as recomendações dadas por (Kankanamge e Mahendran 2011) tendo os autores concluído que a utilização de apenas uma curva de encurvadura, neste caso a curva 'b', não fornece resultados aceitáveis para a previsão da capacidade resistente de vigas de aço enformado a frio a temperaturas elevadas, visto que os resultados se revelaram conservativos ou inseguros para algumas temperaturas. Assim, (Kankanamge e Mahendran 2012a) sugeriram a utilização das curvas de dimensionamento à

encurvadura ('a', 'b', 'c' e 'd') dadas na EN 1993-1-3:2006, variando o tipo de curva em função da temperatura e da classe do aço (Figura 2.22 (a), (b) e (c)). Os valores das capacidades resistentes das vigas obtidos no estudo foram também comparados com as previsões da EN 1993-1-2:2005 tendo-se estas revelado conservativas para todas as temperaturas (Figura 2.22 (d)) exceto em vigas com secções transversais de elevada esbelteza. Por fim, os autores do estudo propuseram um novo método de dimensionamento de vigas de aço enformado a frio sujeitas a encurvadura lateral-torsional a temperaturas elevadas, baseado no método de dimensionamento à temperatura ambiente desenvolvido por (Kankanamge e Mahendran 2012b).

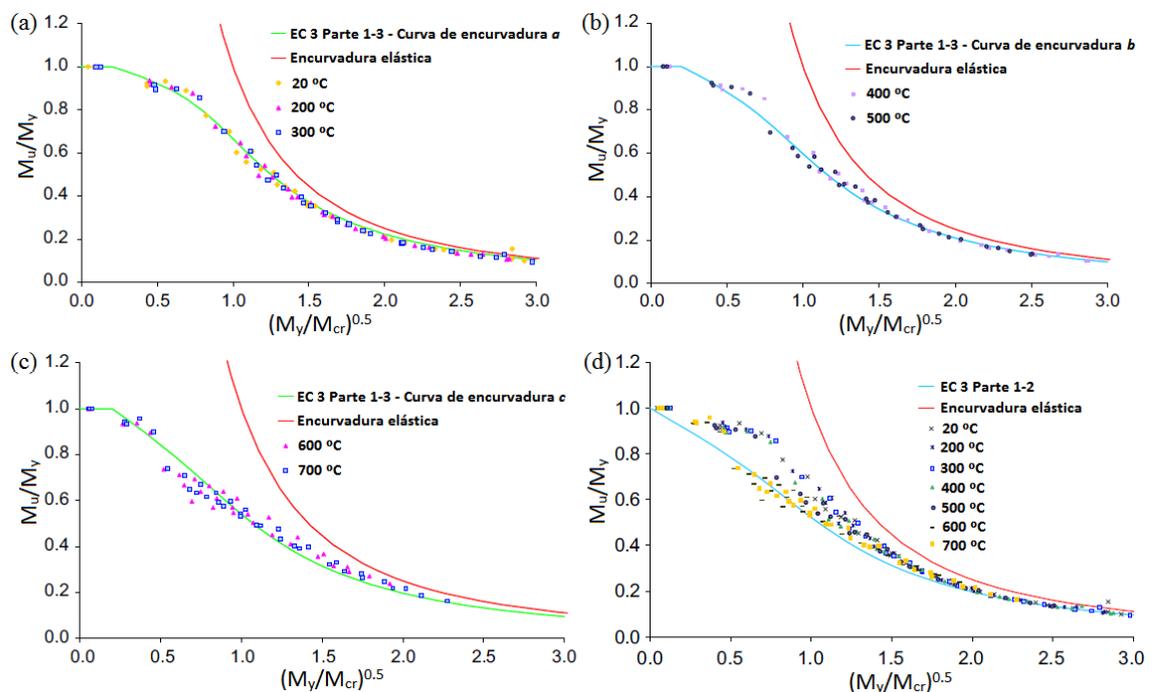


Figura 2.22 - Comparação entre resultados numéricos para a capacidade resistente de vigas C em aço enformado a frio G450 em função da temperatura e resultados com base nas curvas de dimensionamento à encurvadura lateral da EN 1993-1-3:2006 (a, b, c) e no método de cálculo dado na EN 1993-1-2:2005 (d) (Kankanamge e Mahendran 2012a)

### 3 ANÁLISE EXPERIMENTAL

A revisão bibliográfica apresentada no capítulo 2 sobre o comportamento ao fogo de vigas de aço enformado a frio deixa transparecer a escassez de estudos experimentais relacionados com esta área e a ausência de normas de dimensionamento adequadas para o projeto de estruturas neste tipo de aço em situação de incêndio. O estudo de (Laím et al. 2013a) sobre o comportamento estrutural de vigas com secções transversais C, I, R e 2R em aço enformado a frio sujeitas a temperaturas elevadas evidencia a enorme suscetibilidade destes perfis a fenómenos de instabilidade global e distorcional e aponta a necessidade de realizar novas investigações com secções possuidoras de maior rigidez torsional para tentar minimizar o problema da instabilidade lateral dos elementos, tão penalizadora para a sua resistência ao fogo.

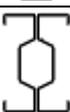
É neste contexto que surge o presente trabalho de investigação que tem como objetivo o estudo do comportamento de vigas sigma em aço galvanizado enformado a frio em situação de incêndio com base num alargado programa de ensaios experimentais. Na investigação experimental foram estudadas secções sigma simples ( $\Sigma$ ) e, com o intuito de avaliar o ganho de capacidade estrutural obtido com a utilização de secções compostas, foram também ensaiadas secções compostas  $2\Sigma$ . Nos ensaios experimentais procurou-se ainda avaliar o efeito da restrição axial à elongação térmica e da restrição rotacional dos apoios nas extremidades da viga na sua capacidade resistente ao fogo, condições que pretendem simular a restrição que uma estrutura real circundante exerceria sobre a viga.

#### 3.1 Programa experimental

A investigação experimental, que decorreu no Laboratório de Ensaio de Materiais e Estruturas do Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Coimbra, consistiu em vários ensaios de resistência ao fogo em vigas de aço galvanizado enformado a frio. Foram ensaiadas vigas com secções transversais sigma simples ( $\Sigma$ ) e compostas ( $2\Sigma$ ) com diversas condições de restrição nos apoios, desde vigas simplesmente apoiadas (SS), a vigas com restrição axial à elongação térmica (AR) e com restrição rotacional dos apoios associada com restrição à elongação térmica (RR). Por cada condição de apoio considerada e para cada secção em estudo foram realizados três ensaios, de modo a obter uma melhor correlação dos resultados,

perfazendo um total de 18 ensaios de resistência ao fogo. No Quadro 3.1 é apresentado o programa de ensaios experimentais realizado no âmbito deste estudo.

Quadro 3.1 - Programa experimental

No.	Designação	Secção Transversal	Condições de apoio	Nível de carregamento
1	$\Sigma_{SS\_01}$		Simplesmente apoiada	50% de $M_{b,Rd}$ calculado de acordo com a EN1993
2	$\Sigma_{SS\_02}$			
3	$\Sigma_{SS\_03}$			
4	$\Sigma_{AR\_01}$		C/ restrição axial ( $k_a = 11$ kN/mm)	
5	$\Sigma_{AR\_02}$			
6	$\Sigma_{AR\_03}$			
7	$\Sigma_{RR\_01}$		C/ restrição axial ( $k_a = 11$ kN/mm) e rotacional ( $k_r = 150$ kNm/rad)	
8	$\Sigma_{RR\_02}$			
9	$\Sigma_{RR\_03}$			
10	$2\Sigma_{SS\_01}$		Simplesmente apoiada	
11	$2\Sigma_{SS\_02}$			
12	$2\Sigma_{SS\_03}$			
13	$2\Sigma_{AR\_01}$		C/ restrição axial ( $k_a = 11$ kN/mm)	
14	$2\Sigma_{AR\_02}$			
15	$2\Sigma_{AR\_03}$			
16	$2\Sigma_{RR\_01}$		C/ restrição axial ( $k_a = 11$ kN/mm) e rotacional ( $k_r = 150$ kNm/rad)	
17	$2\Sigma_{RR\_02}$			
18	$2\Sigma_{RR\_03}$			

### 3.2 Provetes de ensaio

No estudo experimental foram ensaiados perfis em aço estrutural galvanizado a quente da classe S320GD+Z275 com um comprimento total de 3.6 m e vão efetivo de 3 m (Figura 3.4 (a)), 255 mm de altura e 2.50 mm de espessura. De acordo com a NP-EN 10147:2002, o aço estrutural S320GD+Z275 possui uma camada de revestimento em zinco com uma espessura de 0.04 mm, uma tensão de cedência de 320 MPa e uma tensão de rotura de 390 MPa.

As secções transversais sigma simples possuem dimensões 255 mm x 70 mm x 2.5 mm, reforços de extremidade com 25 mm de comprimento, reforços intermédios fazendo um ângulo de 60° em relação à alma do perfil e raio interno de 3 mm nas dobras (Figura 3.1 (a)). As secções transversais compostas 2 $\Sigma$  (Figura 3.1 (b)) foram aparafusadas com parafusos autoperfurantes Hilti S - 6.3x19 MD03Z, em aço da classe S235, distanciados de 650 mm ao longo do vão da viga (Figura 3.4 (a)). As vigas de aço enformado a frio com secções

transversais sigma destas dimensões são frequentemente utilizadas como madres em coberturas e fachadas de pavilhões industriais e como vigas de suporte em pisos com baixas solicitações estruturais.

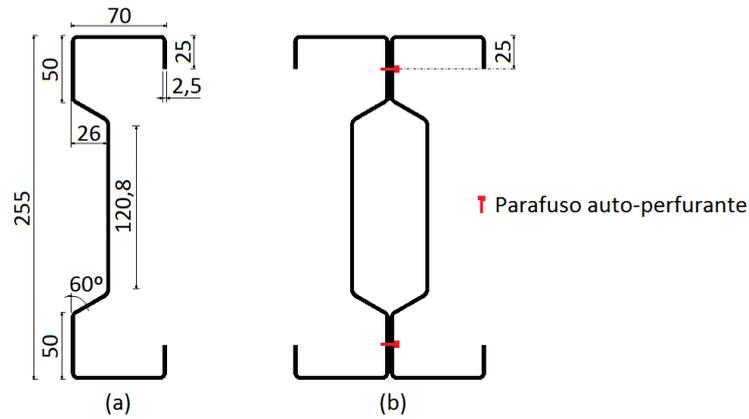


Figura 3.1 - Dimensões das secções em aço enformado a frio em estudo (unidades em mm)  
(a) secção sigma simples; (b) secção composta  $2\Sigma$

### 3.3 Sistema experimental

O sistema experimental dos ensaios de resistência ao fogo em vigas de aço enformado a frio, representado na Figura 3.2, é essencialmente constituído por um sistema para aplicação do carregamento mecânico, um sistema de apoios e um sistema para aplicação da ação térmica, descritos de seguida.

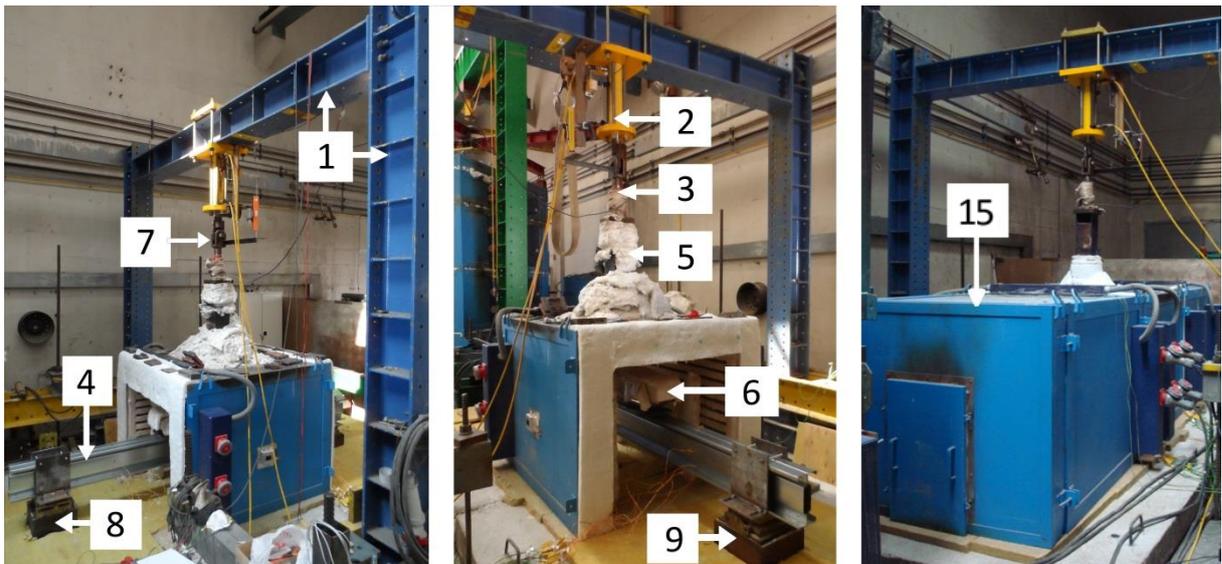


Figura 3.2 - Sistema de ensaio de resistência ao fogo de vigas em aço enformado a frio

O sistema para aplicação do carregamento mecânico é composto por um pórtico de reação bidimensional (1) constituído por duas colunas e uma viga HEB 300 em aço da classe S355, onde foi acoplado um macaco hidráulico ENERPAC RR 3014 (2) com uma capacidade de carga de 295 kN e um curso máximo de 360 mm, controlado por uma central servo-hidráulica W+B NSPA700/DIG2000. A medição do carregamento aplicado pelo macaco hidráulico ao provete é feita por uma célula de carga F204 da Novatech com capacidade de 250 kN (3). Para a transmissão da carga do macaco hidráulico para o provete (4) foram instalados um pilar HEA 160 (5) e uma viga HEB 140 (6), preenchidos com argamassa de proteção ao fogo para garantir a sua integridade durante os ensaios. O pilar HEA 160 é responsável pela transmissão da carga do macaco hidráulico à viga HEB 140, que por sua vez a redistribui sobre o provete de ensaio em dois pontos distando 1 m dos apoios (um terço do vão), de modo a dividir o seu comprimento em três troços iguais, encontrando-se o troço intermédio submetido a flexão pura. Neste sistema de redistribuição de carga foram instaladas uma rótula plana entre o macaco hidráulico e o pilar HEA 160 (7) e uma rótula esférica entre este e a viga HEB 140, com a função de acomodar o carregamento aplicado às deformações locais e globais da viga ao longo do ensaio.

A ação térmica é aplicada por um forno horizontal modular elétrico (15) com dimensões internas 4500x1000x1000 mm, programado para seguir a curva de incêndio padrão ISO 834.

O sistema de apoios é constituído por um apoio simples (8) e por um apoio duplo (9), de modo a ter-se uma viga isostática simplesmente apoiada. Os apoios, em aço inoxidável refratário A310, muito utilizado em aplicações a altas temperaturas, possuem restrição ao deslocamento vertical e ao deslocamento e rotação laterais, sendo que o apoio simples permite deslocamentos segundo o eixo longitudinal da viga e rotações segundo o eixo de maior inércia da secção transversal e o duplo permite apenas rotações segundo essa direção.

Nos ensaios de resistência ao fogo com restrição axial à elongação térmica e com restrição rotacional dos apoios houve necessidade de introduzir modificações nas condições de apoio (Figura 3.3).

Para restringir o provete de ensaio à elongação térmica foram incorporadas no sistema experimental duas vigas transversais simplesmente apoiadas, uma com reduzida rigidez de flexão próxima ao apoio simples (Figura 3.3 (a)) e outra com elevada rigidez próxima ao apoio duplo (Figura 3.3 (b)), conferindo à viga uma restrição axial de aproximadamente 11 kN/mm. Para unir o provete de ensaio às vigas transversais foi colocado um perfil HEB 220 na extremidade do perfil junto ao apoio duplo (Figura 3.3 (b)) e um sistema com quatro

varões roscados junto ao apoio simples (Figura 3.3 (a)). Nas extremidades do perfil HEB 220 e do sistema de varões roscados em contacto com as vigas transversais foram introduzidas semi-esferas de aço cobertas por uma folha de Teflon, de modo a possibilitar os deslocamentos verticais das extremidades da viga com atrito reduzido. As forças de restrição axial desenvolvidas durante o ensaio foram medidas por uma célula de carga F204 da Novatech com capacidade de 500 kN (10).

Para simular a rigidez à rotação nos apoios com um valor aproximado de 150 kNm/rad, foram incorporadas no sistema experimental duas vigas em consola com rigidezes à flexão idênticas, localizadas no piso inferior ao da realização do ensaio (Figura 3.3 (c), (d) e (e)), uma próxima ao apoio simples (11) e outra próxima ao apoio duplo (12), com as extremidades livres ligadas às extremidades do perfil de aço enformado a frio por meio de varões de aço lisos bi-rotulados (13) distando 0.5 m do eixo dos apoios simples e duplo. A medição das forças geradas pela restrição rotacional imposta foi feita por células de carga F204 da Novatech com capacidade de 100 kN (14), acopladas aos varões de aço lisos bi-rotulados.

Os valores das rigidezes axiais e rotacionais, de 11 kN/mm e de 150 kNm/rad, foram obtidos indiretamente através dos resultados dos ensaios experimentais (Figura 3.12).

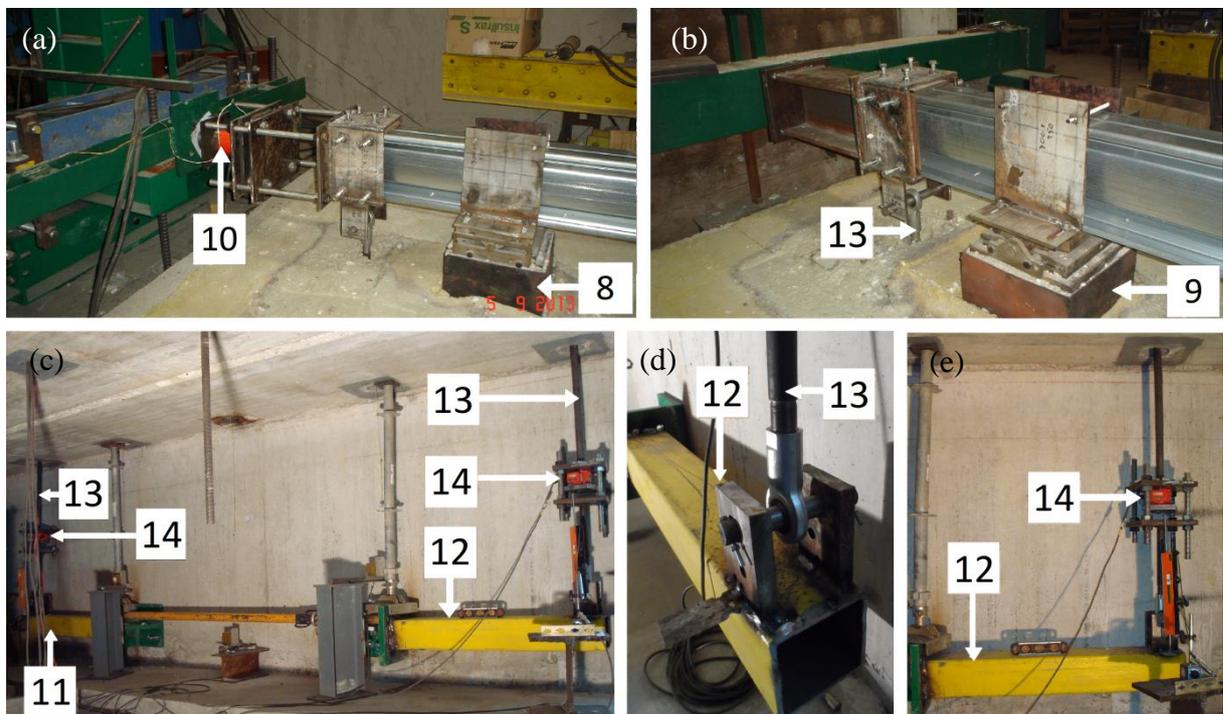


Figura 3.3 - Sistemas de restrição axial e rotacional das vigas

### 3.4 Procedimento de ensaio

Nos ensaios de resistência ao fogo inicialmente aplica-se, em controlo de força e à velocidade constante de 0.1 kN/s, uma carga que origina um momento uniforme a meio vão correspondente a 50% do valor do momento resistente calculado de acordo com as EN 1993-1-1:2005 e EN 1993-1-3:2006, carregamento que pretende simular a carga de serviço a que a viga estaria sujeita numa estrutura real. No Quadro 3.2 apresentam-se os valores de carga aplicados a cada uma das secções testadas. Seguidamente, com a carga mantida constante, a viga é aquecida até à sua instabilização, sendo a ação térmica aplicada por um forno elétrico modular horizontal programado para seguir a curva de incêndio padrão ISO 834.

De acordo com o disposto na ISO 834-1 (1999), considera-se, como critério de colapso em termos de deformação, que a viga perde a capacidade resistente quando for atingido o valor limite de deformação de 88 mm, obtido através da expressão dada na norma para o limite da deformação para elementos em flexão  $D=L^2/400h$ , sendo L o vão da viga em milímetros e h a altura da viga em milímetros. Nos ensaios com as vigas restringidas à elongação térmica considera-se, como critério de colapso em termos de resistência, que as vigas perdem a capacidade de resistir à restrição imposta à sua elongação no instante em que deixam de apresentar qualquer capacidade resistente ao esforço axial, ou seja, quando as forças de compressão geradas no elemento pela restrição à elongação térmica a que foi sujeito retornam ao seu valor no início do ensaio (que corresponde aproximadamente a zero).

Quadro 3.2 - Valores de carga aplicados para a secção sigma simples e para a secção composta 2Σ

Secção transversal	Σ	2Σ
$P_0$ [kN]	11.24	34.15

Nos ensaios de resistência ao fogo foram medidas as temperaturas no forno e em diversas secções do provete com termopares de sonda e de cabo do tipo K (cromel-alumel). Cada provete de ensaio foi instrumentado com termopares em diferentes pontos da secção transversal (Figura 3.4 (b)) e em diversas secções ao longo do comprimento da viga (S1 a meio vão, S2 próxima ao apoio simples e S3 próxima ao apoio duplo na Figura 3.4 (a)).

Nos ensaios foram ainda medidos os deslocamentos axiais e verticais das extremidades da viga com defletómetros de haste, bem como os deslocamentos verticais no plano da deformada da viga nas secções S1, S2 e S3 com transdutores de fio montados no piso inferior ao da realização do ensaio de modo a protegê-los das altas temperaturas no interior do forno (Figura 3.4 (d)).

Relativamente às forças de restrição axiais e aos momentos de restrição nos apoios, foram medidos por células de carga F204 da Novatech com capacidade de 500 kN e 100 kN, respetivamente, conforme foi ilustrado na Figura 3.3 (10) e (14).

A aquisição dos dados foi feita com um Data Logger TDS 530 da TML.

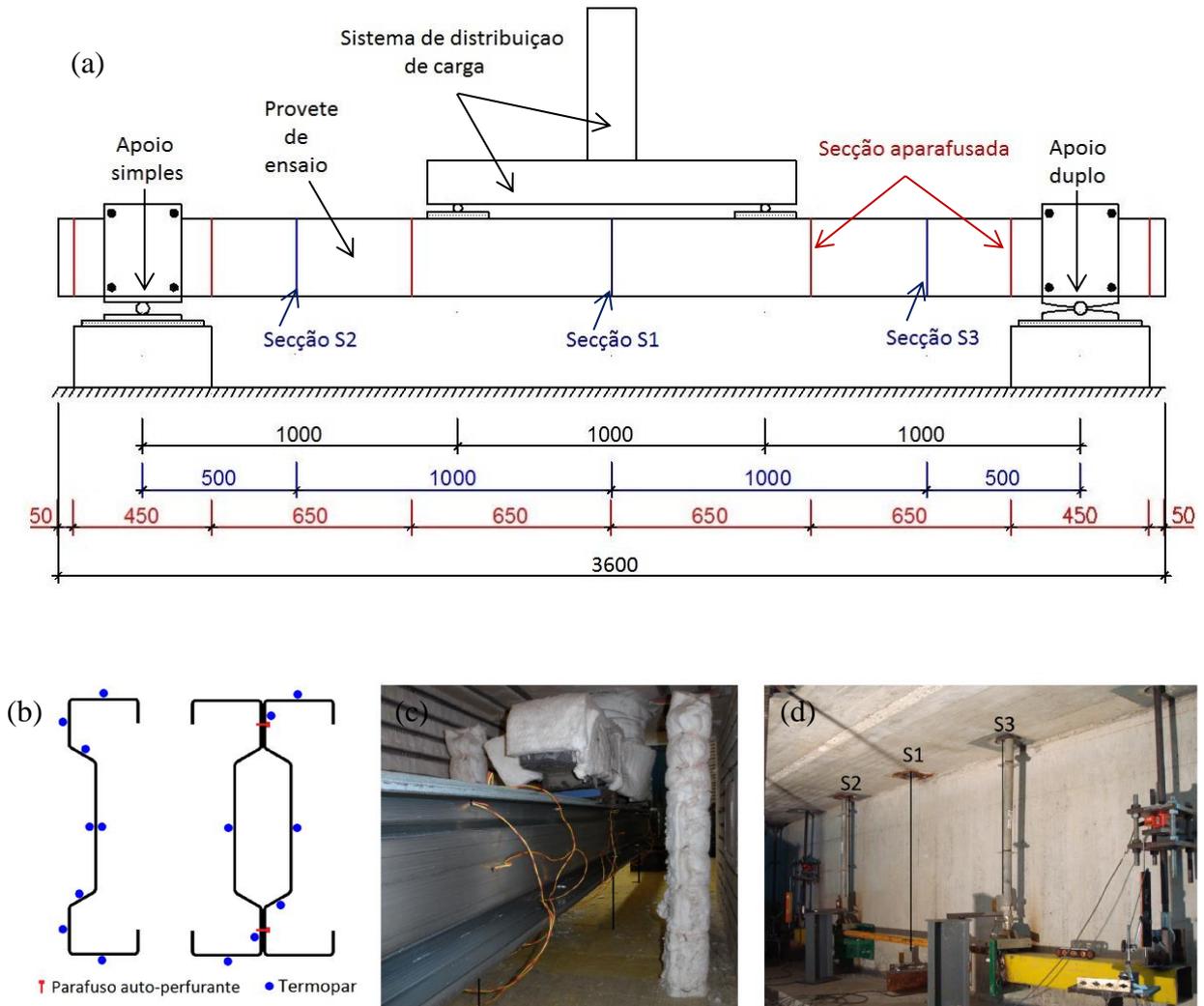


Figura 3.4 - (a) Vista esquemática do sistema experimental dos ensaios à flexão de vigas sigma enformadas a frio; (b) Localização dos termopares nas secções transversais; (c) Instrumentação dos provetes de ensaio; (d) Transdutores de fio

### 3.5 Apresentação e discussão de resultados

Na Figura 3.5 é apresentada a evolução das temperaturas no forno ao longo de alguns dos ensaios de resistência ao fogo sendo possível constatar o atraso das temperaturas em relação às preconizadas pela curva ISO 834. A dificuldade do forno elétrico em reproduzir as temperaturas do incêndio padrão nos primeiros minutos após entrar em funcionamento aliada à curta duração dos ensaios de resistência ao fogo nas vigas em aço enformado a frio traduz-se em temperaturas no forno consideravelmente inferiores às previstas pela curva padrão durante os ensaios. No entanto, uma vez que a evolução das temperaturas no forno foi semelhante em todos os ensaios, é possível realizar uma comparação direta entre os resultados dos vários ensaios.

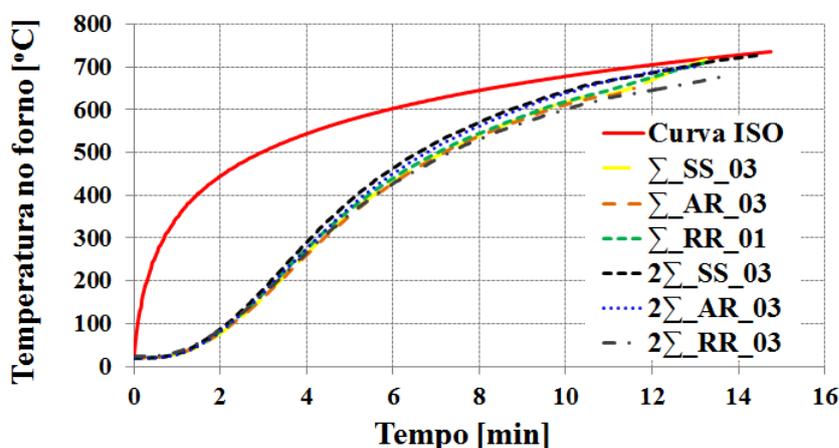


Figura 3.5 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios de resistência ao fogo

Na Figura 3.6 (a) e (b) apresentam-se os resultados obtidos para a evolução da temperatura medida pelos termopares nas secções transversais S1, S2 e S3 da secção  $\Sigma$  simples e da secção composta  $2\Sigma$ . A observação dos resultados obtidos permite compreender o modo como a temperatura se desenvolve nas diferentes zonas da secção transversal e aferir acerca da possibilidade de considerar uma distribuição uniforme da temperatura ao longo das secções transversais e do comprimento dos elementos. As temperaturas medidas em cada ponto das secções transversais (T1 a T8 na Figura 3.6) permitiram o cálculo das temperaturas médias nas secções S1, S2 e S3, tendo em consideração as áreas de influência definidas pelos vários termopares soldados no aço e, a partir dessas temperaturas médias, foi possível estabelecer a evolução da temperatura ao longo do desenvolvimento longitudinal dos perfis em vários instantes ao longo do ensaio (apresentada na Figura 3.7), bem como determinar a temperatura média das vigas, assumida como o integral das temperaturas médias das secções transversais S1, S2 e S3 (Figura 3.8).

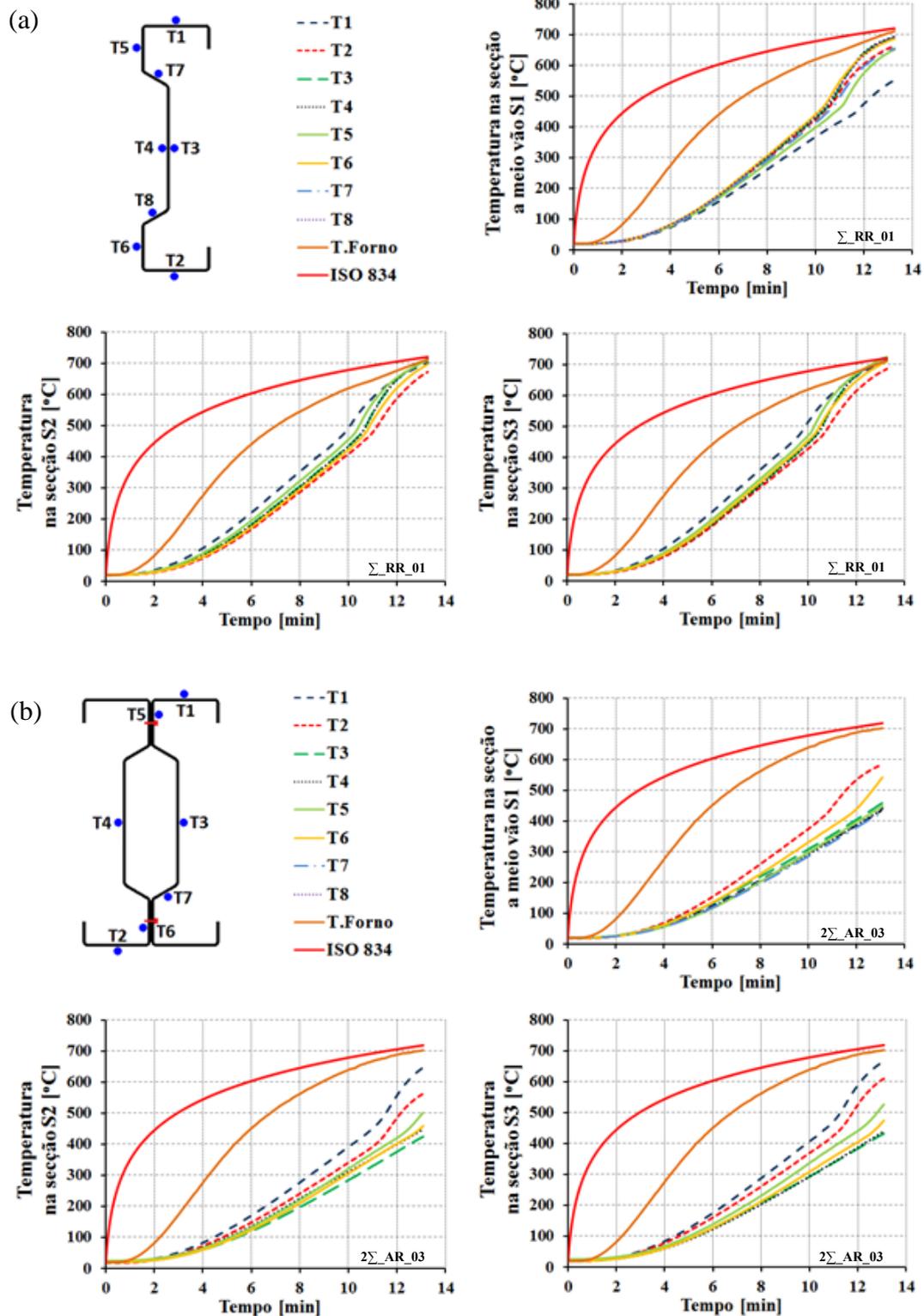


Figura 3.6 - Evolução típica da temperatura nas secções transversais das vigas de aço enformado a frio  
 (a) secção  $\Sigma$  simples ( $\Sigma_{RR\_01}$ ); (b) secção composta  $2\Sigma$  ( $2\Sigma_{AR\_03}$ )

Da análise da Figura 3.6 (a), verificou-se que as curvas da evolução da temperatura nas diferentes zonas das secções transversais do perfil  $\Sigma$  simples são muito semelhantes e quase coincidentes, sendo admissível a consideração de uma distribuição uniforme da temperatura ao longo da secção. Note-se que nas secções S2 e S3 o banzo superior foi onde se observou a evolução mais rápida da temperatura, visto que a temperatura do ar no interior do forno possui um ligeiro gradiente em altura; no entanto, a maior diferença de temperatura registada foi de cerca de 100°C relativamente ao banzo inferior, zona das secções transversais onde se verificou a evolução mais lenta da temperatura. Na secção S1 a meio vão, pelo contrário, observaram-se temperaturas do banzo superior inferiores às das restantes zonas da secção, devido ao efeito de sombra produzido pela viga HEB 140 que descarrega a carga do macaco hidráulico sobre o provete de ensaio. É ainda interessante constatar que a partir dos 500°C, sensivelmente, ocorre uma alteração similar na taxa de crescimento da temperatura em todas as zonas das secções transversais, coincidindo com o decréscimo mais acentuado da tensão de cedência e do módulo de elasticidade do aço verificado a partir dessa temperatura, conforme se vê na Figura 2.15 e na Figura 2.16.

Por outro lado, na secção composta  $2\Sigma$  (Figura 3.6 (b)), observou-se uma menor uniformidade na evolução da temperatura nas diferentes zonas da secção transversal: nos banzos superior e inferior a temperatura cresce mais rapidamente que na alma e na alma há ainda a registar a evolução mais lenta da temperatura nas zonas em contacto com o ar confinado no seu interior. De referir que a diferença de temperatura entre o banzo superior, onde se observaram as maiores temperaturas ao longo do tempo, e a zona a meia altura da alma, onde se verificou uma evolução mais lenta da temperatura, ascendeu a 235°C, mais do dobro da maior diferença de temperatura registada nas diferentes zonas da secção  $\Sigma$  simples. Da Figura 3.6 é possível ainda constatar que na secção  $\Sigma$  simples ocorre um maior aumento da temperatura nas várias zonas da secção transversal que na secção composta  $2\Sigma$ , para a mesma evolução da temperatura no forno.

Relativamente à evolução da temperatura nas diferentes secções ao longo do comprimento da viga (Figura 3.7), verificou-se que a secção S1 a meio vão apresenta temperaturas inferiores às das restantes secções, o que se justifica pelo efeito de sombra produzido pela viga HEB 140 que descarrega a carga do macaco hidráulico sobre o provete de ensaio. De notar ainda que a secção S3 próxima ao apoio duplo apresenta temperaturas superiores, ainda que muito ligeiramente, às da secção S2 próxima ao apoio simples, facto que foi constatado em todos os ensaios e indicativo de que o módulo do forno elétrico mais próximo a essa secção emite mais calor que os restantes módulos. Note-se que as vigas foram diretamente aquecidas somente numa extensão de aproximadamente 2.70 m do vão, pois houve necessidade de proteger com

lã cerâmica os apoios das extremidades de modo a garantir a sua preservação durante todos os ensaios. Assim, assumiu-se uma temperatura uniforme de 20°C nas extremidades das vigas junto aos apoios e estabeleceu-se uma variação linear da temperatura entre as secções transversais instrumentadas. Naturalmente, a assunção de uma variação linear da temperatura entre 20°C nos apoios e o valor da temperatura média nas secções S2 e S3 não é muito realista mas, uma vez que a temperatura do aço nessas zonas dos perfis transversais não desempenha um papel fundamental no comportamento das vigas a temperaturas elevadas, visto que os modos de encurvadura responsáveis pelo colapso se verificam na zona central dos elementos, como será visto mais adiante, essa consideração é aceitável.

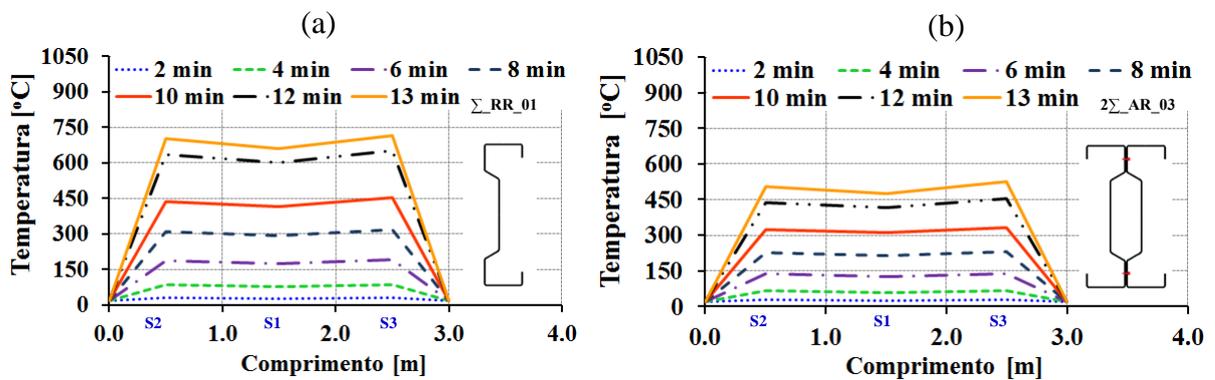


Figura 3.7 - Evolução da temperatura no comprimento da viga  
(a) secção  $\Sigma$  simples ( $\Sigma_{RR_01}$ ); (b) secção composta  $2\Sigma$  ( $2\Sigma_{AR_03}$ )

A análise da Figura 3.8 onde é apresentada a evolução da temperatura média das vigas em função do tempo de ensaio permite confirmar que essa evolução se dá de forma mais rápida nas vigas de secção  $\Sigma$  simples que nas de secção composta  $2\Sigma$ . A partir dos 100°C, verificou-se uma taxa de crescimento da temperatura nas vigas  $2\Sigma$  de, em média, 50°C/min, contra 60°C/min nas vigas  $\Sigma$  simples, representando portanto um aumento de 20%.

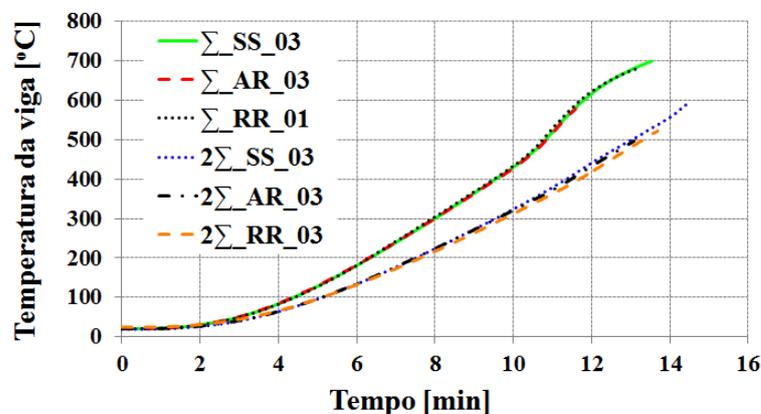


Figura 3.8 - Evolução da temperatura média das vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$  nos ensaios de resistência ao fogo

É possível assim afirmar que a evolução da temperatura média nas vigas depende da secção ensaiada. Nas secções simples a temperatura cresce rapidamente, enquanto nas secções compostas a evolução da temperatura ocorre mais lentamente, o que se deve ao facto de estas últimas possuírem ar confinado na zona da alma a temperaturas inferiores ao ar do forno que aquece o perfil e de apresentarem uma menor relação entre o perímetro da secção transversal exposto ao ar aquecido e a área da secção, relação conhecida por fator de massividade, o que se traduz num aumento mais lento da temperatura, uma vez que o aumento de temperatura é proporcional a esse fator.

Nas Figuras 3.9 e 3.10 é apresentado o desenvolvimento das deformações verticais a meio vão das vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$  em função do tempo e da temperatura média das vigas, respetivamente. Da análise das Figuras é possível concluir que a resistência ao fogo das vigas em aço enformado a frio é muito baixa, com todos os ensaios a apresentarem durações inferiores a 15 minutos, mas que, por outro lado, a limitação da temperatura máxima nas vigas a  $350^{\circ}\text{C}$  conforme estipulado na EN 1993-1-2:2005 é demasiado restritiva, uma vez que para temperaturas bastante superiores aos  $350^{\circ}\text{C}$  as vigas apresentam ainda capacidade de carga. A Figura 3.10 mostra também que as vigas  $\Sigma$  mantêm a capacidade de carga sem sofrer deformações excessivas (deslocamentos verticais a meio vão inferiores a 10 mm) até à sua temperatura média rondar os  $500^{\circ}\text{C}$ , o mesmo acontecendo para as vigas compostas  $2\Sigma$  a temperaturas até aos  $400^{\circ}\text{C}$ , independentemente de possuírem ou não restrições à elongação térmica e à rotação dos apoios. Nas Figuras é ainda evidente o efeito desfavorável da restrição à elongação térmica, por oposição ao efeito favorável da restrição rotacional nos apoios, no comportamento das vigas enformadas a frio sujeitas a temperaturas elevadas. Estes resultados corroboram a afirmação de que, numa situação real de incêndio em que as vigas se encontrem sujeitas a temperaturas elevadas uniformes, a restrição à elongação térmica conferida pela estrutura adjacente é responsável pela diminuição acentuada da temperatura crítica, efeito que é atenuado pela restrição rotacional imposta pelas ligações nas extremidades da viga.

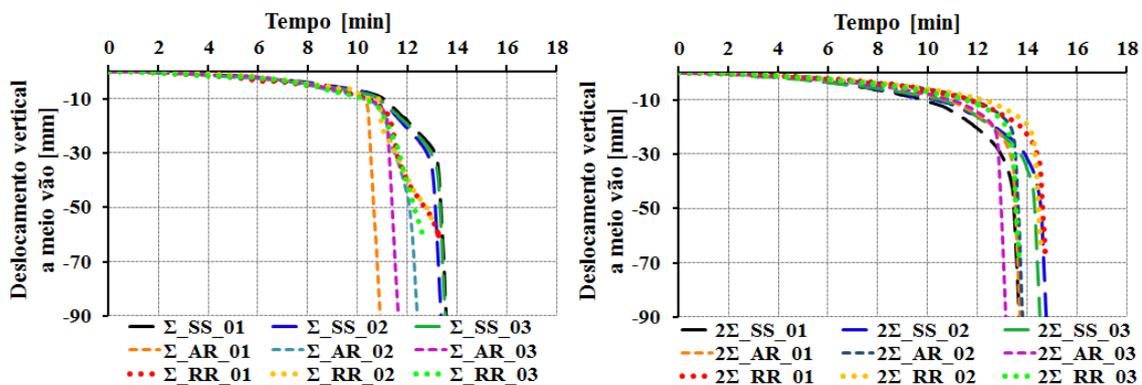


Figura 3.9 - Deformada a meio vão das vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$  em função do tempo de ensaio

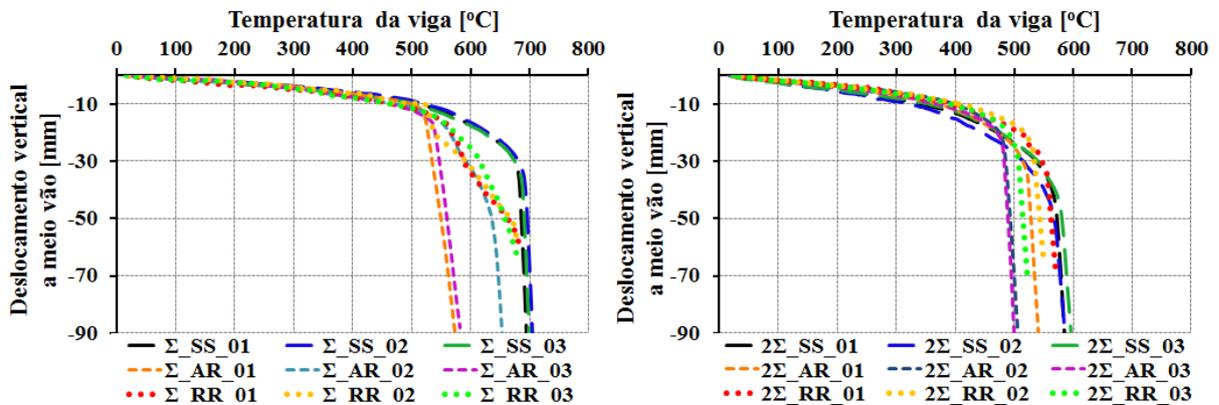


Figura 3.10 - Deformada a meio vão das vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$  em função da temperatura média das vigas

Relativamente às vigas simplesmente apoiadas, sem restrições à elongação térmica e à rotação dos apoios (séries SS), observou-se um comportamento quase idêntico nos ensaios com vigas  $\Sigma$  simples, o mesmo acontecendo com as vigas compostas  $2\Sigma$ : para temperaturas médias inferiores a  $600^{\circ}\text{C}$  nas vigas  $\Sigma$  e a  $500^{\circ}\text{C}$  nas  $2\Sigma$ , as vigas mantiveram a capacidade resistente sem sofrerem deslocamentos verticais a meio vão significativos. O aumento da temperatura nas vigas conduziu a um crescimento brusco da deflexão a meio vão, à medida que aumentou a perda de rigidez e de resistência do aço. O tempo crítico das vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$  sem restrições foi respetivamente, em média, de 13.5 e 14.4 minutos, correspondendo às temperaturas críticas de  $700$  e  $591^{\circ}\text{C}$ . Na Figura 3.9 é possível constatar que no ensaio  $2\Sigma\_SS\_01$  a viga apresentou um tempo crítico significativamente inferior aos restantes ensaios da série  $2\Sigma\_SS$ , apesar de a temperatura crítica nos três ensaios ser muito semelhante (Figura 3.10). Tal justifica-se pela evolução mais rápida das temperaturas no forno verificada no ensaio  $2\Sigma\_SS\_01$  (ver Figura A-4), que conduziu a uma evolução mais rápida da temperatura na viga (ver Figura A-5) e, consequentemente, a um menor tempo crítico.

Em relação às vigas com restrição à elongação térmica (séries AR) verificou-se, como seria expectável, uma diminuição da resistência ao fogo comparativamente com as vigas sem restrição, fruto da nova combinação de esforços que lhes foi imposta: as vigas sem restrição encontram-se sujeitas a flexão simples, ao passo que nas vigas restringidas axialmente desenvolvem-se esforços de flexão e compressão (flexão composta). Note-se que as vigas sujeitas a flexão composta são mais sensíveis às imperfeições do que as vigas sujeitas a flexão simples, devido aos esforços de compressão gerados pela restrição à elongação térmica. Este facto pode ser a justificação para as maiores disparidades encontradas nos resultados dos ensaios nas vigas com restrição à elongação térmica. A resistência ao fogo das vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$  com uma restrição axial de cerca de  $11\text{ kN/mm}$  foi respetivamente, em média, de  $11.3$  e  $13.4$

minutos, correspondendo às temperaturas críticas de 575 e 506°C. Note-se que estas temperaturas críticas coincidem com a perda de capacidade das vigas resistirem à restrição imposta à sua alongação (Figura 3.11). Constatou-se portanto uma diminuição da temperatura crítica das vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$  devido à restrição axial de 18 e 14%, respetivamente, face à temperatura crítica das vigas sem restrição.

Nas vigas com restrição à alongação térmica e restrição rotacional dos apoios (séries RR) foi evidente o efeito de diminuição da deflexão a meio vão devido à introdução da rigidez rotacional dos apoios. De facto, no final dos ensaios, o deslocamento vertical a meio vão nas vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$  foi respetivamente, em média, de 60 e 67 mm, bastante inferior aos 88 mm no caso das vigas sem restrição à rotação dos apoios. A resistência ao fogo das vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$  com uma restrição axial de cerca de 11 kN/mm e uma rigidez rotacional dos apoios de aproximadamente 150 kNm/rad foi respetivamente, em média, de 12.7 e 14.3 minutos, correspondendo às temperaturas críticas de 663 e 544°C, coincidindo com a perda de capacidade das vigas resistirem à restrição axial (Figura 3.11). Constatou-se um aumento da temperatura crítica das vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$  devido à restrição rotacional de 15 e 8%, respetivamente, face à temperatura crítica das vigas somente restringidas à alongação térmica. Relativamente às vigas sem restrições, verificou-se diminuição da temperatura crítica de 5 e 8% respetivamente das vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$  com restrição à alongação térmica e restrição rotacional dos apoios.

Nas vigas em que a alongação térmica é restringida desenvolvem-se forças axiais de compressão. Na Figura 3.11 são apresentados os resultados da evolução das forças de restrição axial em função da temperatura média das vigas. A observação dos resultados permite constatar que as curvas relativas a uma mesma secção transversal possuem taxas de crescimento da força de restrição similares até atingirem uma força de compressão máxima aproximadamente igual. À medida que a temperatura da viga aumenta, provocando a deterioração das propriedades mecânicas do aço, a força de compressão axial cai rapidamente, ao mesmo tempo que se dá o aumento brusco da deflexão da viga (Figura 3.10). Recorde-se que nas vigas com restrição à alongação térmica foi estabelecido como critério de colapso em termos de resistência que as vigas perdem a capacidade de resistir à restrição imposta à sua alongação no instante em que deixam de apresentar qualquer capacidade resistente ao esforço axial, ou seja, quando as forças de compressão geradas no elemento pela restrição à alongação térmica a que foi sujeito retornam ao seu valor no início do ensaio (que corresponde aproximadamente a zero). Na Figura 3.11 verifica-se que nas vigas  $\Sigma$  simples a força de restrição aumenta significativamente mais do que nas vigas compostas  $2\Sigma$ . Da análise dos resultados observou-se que as forças máximas de restrição nas vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$  foram

respetivamente, em média, de 111 e 65 kN, correspondendo às temperaturas médias nas vigas de 495 e 481°C. A partir da observação da Figura é possível novamente concluir que a temperatura crítica das vigas é favoravelmente influenciada pela restrição rotacional.

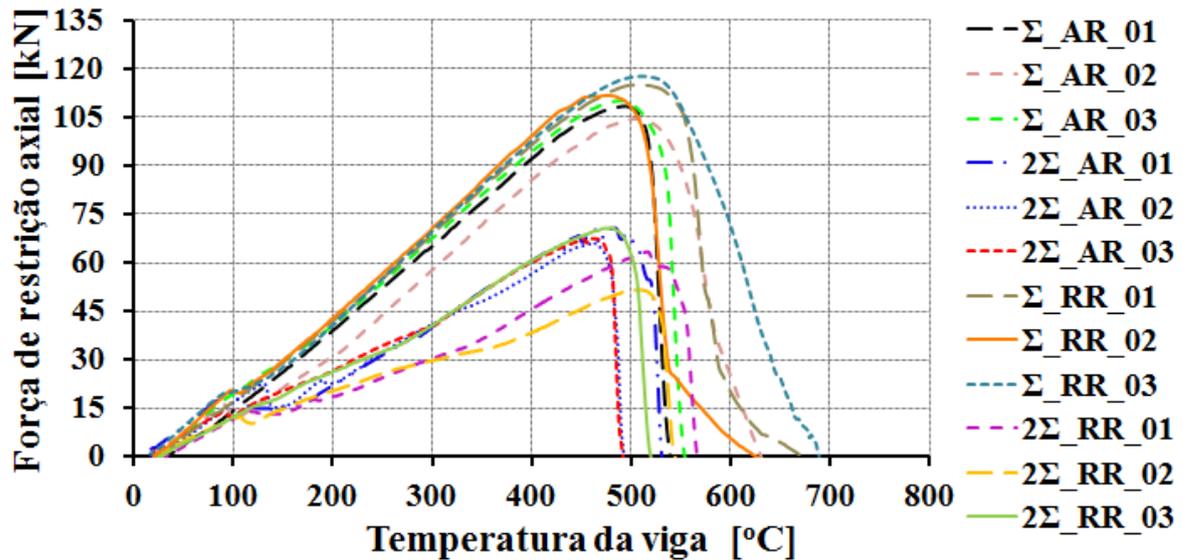
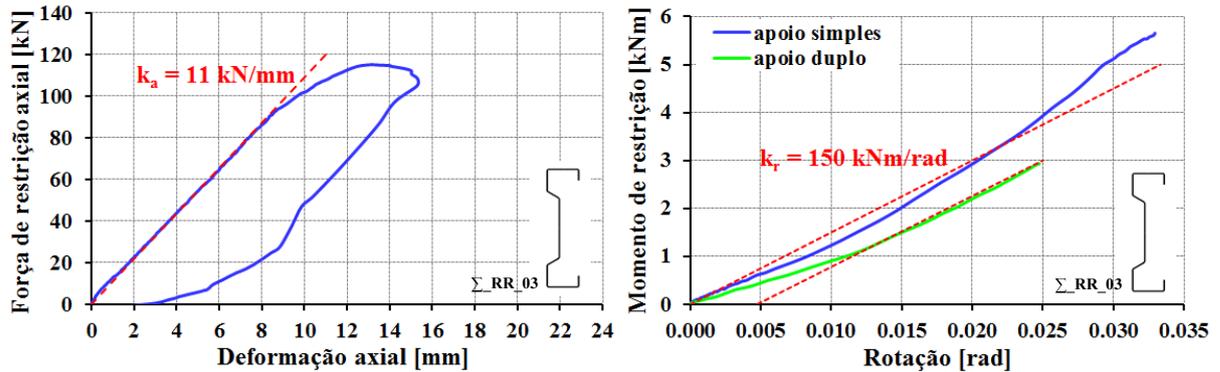
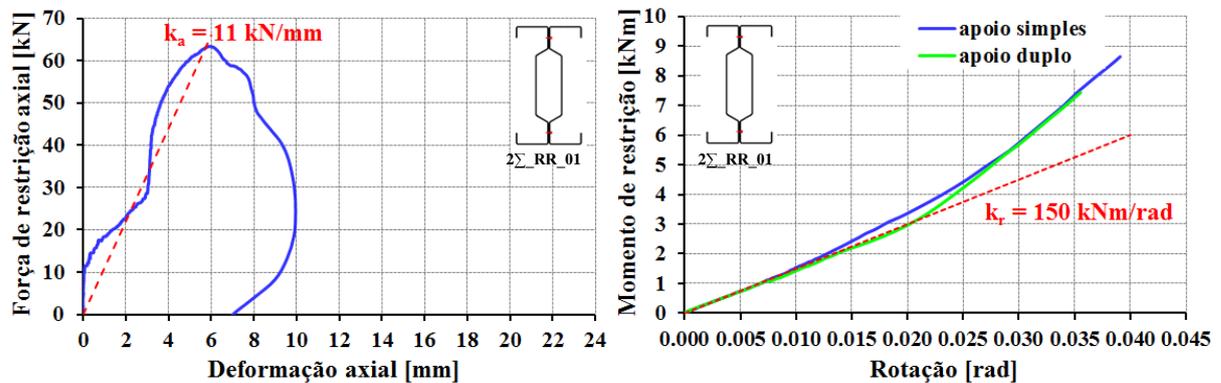


Figura 3.11 - Evolução das forças axiais de restrição em função da temperatura média das vigas

A observação das Figuras 3.10 e 3.11 permite constatar que nas vigas  $\Sigma$  somente restringidas à elongação térmica o decréscimo das forças de restrição axial dá-se de modo mais rápido do que nas vigas com restrição à rotação dos apoios, verificando-se simultaneamente um aumento mais brusco da deflexão a meio vão nas primeiras e um aumento mais lento nas segundas. Por outro lado, nas vigas  $2\Sigma$  com e sem restrição rotacional dos apoios a diminuição das forças de restrição axial ocorre sensivelmente à mesma velocidade, observando-se também que o aumento da deflexão a meio vão ocorre a velocidades similares em ambas as vigas. Deste modo é possível concluir que o comportamento de pós-encurvadura nas vigas  $2\Sigma$  e nas vigas  $\Sigma$  somente restringidas à elongação térmica é pouco relevante, contrariamente ao que se verifica nas vigas  $\Sigma$  com restrição à elongação térmica associada com restrição rotacional nos apoios. No entanto é expectável que a amplitude e a forma das imperfeições geométricas iniciais desempenhem um papel preponderante no comportamento de pós-encurvadura dos elementos, hipótese que requer investigações adicionais.

Nas Figuras 3.12 e 3.13 são apresentados os resultados da evolução das forças de restrição à elongação térmica e dos momentos de restrição nos apoios das vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$ , sendo possível confirmar os valores de 11 kN/mm e de 150 kNm/rad para a restrição axial e rotacional, respetivamente.

Figura 3.12 - Evolução das forças de restrição axial e dos momentos de restrição ( $\Sigma_{RR\_03}$ )Figura 3.13 - Evolução das forças de restrição axial e dos momentos de restrição ( $2\Sigma_{RR\_01}$ )

No Anexo A são apresentados os resultados da evolução da temperatura no forno, da evolução da temperatura média da viga, dos deslocamentos verticais a meio vão em função do tempo e da temperatura das vigas e das forças de restrição axiais em função da temperatura das vigas de todos os ensaios realizados.

O Quadro 3.3 resume os resultados da análise experimental, sendo apresentados os tempos e temperaturas críticos de todos os ensaios de resistência ao fogo, com base nos critérios de colapso em termos de deformação e de resistência estabelecidos no subcapítulo 3.4. A análise do Quadro permite constatar a boa concordância entre os resultados obtidos nos três ensaios dentro de cada série, uma vez que o coeficiente de variação dos tempos e temperaturas críticas assumiu valores inferiores a 10% em todos os ensaios, com exceção da série com restrição à elongação térmica  $\Sigma_{AR}$ , que apresentou coeficiente de variação de quase 12%. A observação das Figuras 3.9 a 3.11 e dos valores apresentados no Quadro permite verificar que as vigas com restrição à elongação térmica e à rotação dos apoios (séries AR e RR) são as que apresentam maiores flutuações nos resultados dentro de cada série. Uma possível justificação

para as maiores disparidades obtidas nos resultados das vigas restringidas à elongação térmica prende-se com a maior sensibilidade às imperfeições das vigas sujeitas a flexão composta comparativamente com as vigas sujeitas a flexão simples.

A análise dos resultados expostos no Quadro 3.3 permite corroborar as conclusões retiradas anteriormente, de que as vigas em aço enformado possuem tempos críticos reduzidos, com todos os ensaios a apresentarem durações inferiores a 15 minutos, mas temperaturas críticas muito superiores aos 350°C estabelecidos na EN 1993-1-2:2005 como temperatura limite para os elementos estruturais da Classe 4. As vigas simplesmente apoiadas, sem restrições à elongação térmica e à rotação dos apoios, foram as que apresentaram o melhor desempenho, com temperaturas críticas de, em média, 700°C (série  $\Sigma_{SS}$ ) e 591°C (série  $2\Sigma_{SS}$ ), correspondendo aos tempos críticos de 13.5 e 14.4 minutos, respetivamente. Note-se que, para evoluções similares das temperaturas no forno em todos os ensaios, a evolução da temperatura nas secções das vigas  $\Sigma$  simples decorre a uma velocidade consideravelmente superior à das vigas compostas  $2\Sigma$ , fazendo com a temperatura crítica nestas últimas seja inferior, para tempos de exposição ao fogo superiores.

Do Quadro 3.3 confirma-se novamente que a imposição de uma restrição à elongação térmica, mesmo que não muito elevada ( $k_a = 11$  kN/mm), é responsável por uma diminuição considerável na resistência ao fogo das vigas enformadas a frio. Note-se que as vigas  $\Sigma$  simples, possuidoras de menor rigidez axial ( $k_{a,b} = 80$  kN/mm), são mais suscetíveis aos efeitos desfavoráveis da restrição à elongação térmica do que as vigas compostas  $2\Sigma$ , com rigidez axial  $k_{a,b} = 161$  kN/mm. Por fim, a partir da análise dos resultados das séries  $\Sigma_{RR}$  e  $2\Sigma_{RR}$ , é possível concluir que a restrição rotacional afeta favoravelmente a temperatura crítica das vigas e que esse efeito favorável pode ser mais ou menos pronunciado dependendo da relação entre a rigidez rotacional dos apoios,  $k_r$ , e a rigidez rotacional da viga,  $k_{r,b}$ . De facto, para uma rigidez rotacional de magnitude  $k_r = 150$  kNm/rad imposta nas suas extremidades, as vigas  $\Sigma$  simples, com rigidez  $k_{r,b} = 2201$  kNm/rad, viram as suas temperaturas críticas aumentar em média 8% mais que as vigas compostas  $2\Sigma$ , com  $k_{r,b} = 4443$  kNm/rad.

Veja-se também que o critério de colapso em termos de resistência em que se consideram como limitativas as temperaturas médias da viga correspondentes à força de restrição axial máxima,  $\theta_{N,max}$ , é ainda mais penalizador, causando uma diminuição significativa das temperaturas críticas, de 575°C para 495°C nas vigas  $\Sigma_{AR}$ , de 506°C para 464°C nas  $2\Sigma_{AR}$ , de 663°C para 496°C nas  $\Sigma_{RR}$  e de 544°C para 497°C nas  $2\Sigma_{RR}$ .

Quadro 3.3 - Quadro-resumo dos ensaios experimentais

No.	Designação	M <sub>cr,rd</sub> [kNm]	M <sub>cr</sub> [kNm]	M <sub>b,rd</sub> [kNm]	P <sub>0</sub> [kN]	$\bar{\lambda}_{LT}$	k <sub>s,b</sub> [kN/mm]	k <sub>r,b</sub> [kNm/rad]	k <sub>a</sub> [kN/mm]	k <sub>r</sub> [kNm/rad]	Critério de colapso em termos de resistência			Critério de colapso em termos de deformação		
											f <sub>N,max</sub> [min]	$\theta_{N,max}$ [°C]	$\theta_{crit}$ [°C]	t <sub>crit</sub> [min]	$\theta_{crit}$ [°C]	t <sub>crit</sub> [min]
1	$\Sigma_{SS\_01}$	26.27	22.50	11.24	11.24	1.08	80	2201	0	0	-	-	-	13.6	695	
2	$\Sigma_{SS\_02}$													13.4	705	
3	$\Sigma_{SS\_03}$													13.5	699	
<b>Média</b>																
<b>Desvio Padrão</b>																
<b>Coefficiente de variação</b>																
4	$\Sigma_{AR\_01}$	26.27	22.50	11.24	11.24	1.08	80	2201	11	0	10.2	494	540	11.0	577	
5	$\Sigma_{AR\_02}$										10.7	505	631	12.4	655	
6	$\Sigma_{AR\_03}$										10.7	486	554	11.6	582	
<b>Média</b>																
<b>Desvio Padrão</b>																
<b>Coefficiente de variação</b>																
7	$\Sigma_{RR\_01}$	26.27	22.50	11.24	11.24	1.08	80	2201	11	150	10.8	507	673	13.0	684	
8	$\Sigma_{RR\_02}$										10.4	474	627	13.0	677	
9	$\Sigma_{RR\_03}$										10.7	506	689	13.1	692	
<b>Média</b>																
<b>Desvio Padrão</b>																
<b>Coefficiente de variação</b>																
10	$2\Sigma_{SS\_01}$	53.10	108.41	34.15	34.15	0.70	161	4443	0	0	-	-	-	13.7	587	
11	$2\Sigma_{SS\_02}$													14.8	588	
12	$2\Sigma_{SS\_03}$													14.5	598	
<b>Média</b>																
<b>Desvio Padrão</b>																
<b>Coefficiente de variação</b>																
13	$2\Sigma_{AR\_01}$	53.10	108.41	34.15	34.15	0.70	161	4443	11	0	12.6	468	533	13.8	543	
14	$2\Sigma_{AR\_02}$										13.2	466	493	13.8	507	
15	$2\Sigma_{AR\_03}$										12.4	458	492	13.2	502	
<b>Média</b>																
<b>Desvio Padrão</b>																
<b>Coefficiente de variação</b>																
16	$2\Sigma_{RR\_01}$	53.10	108.41	34.15	34.15	0.70	161	4443	11	150	13.9	515	567	14.8	571	
17	$2\Sigma_{RR\_02}$										13.8	502	544	14.6	549	
18	$2\Sigma_{RR\_03}$										12.9	474	520	13.7	522	
<b>Média</b>																
<b>Desvio Padrão</b>																
<b>Coefficiente de variação</b>																
											0.60	22.92	27.04	14.3	547	
											4.41%	4.61%	4.11%	4.22%	5.07%	

### 3.6 Modos de instabilidade

Nas Figuras 3.14 a 3.19 são apresentadas as deformadas após os ensaios das vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$ . Uma vez que os ensaios foram realizados no interior do forno, apenas as deformadas finais foram visíveis. Nas Figuras são claramente identificáveis os modos de encurvadura lateral-torsional, distorcional e local responsáveis pelo colapso das vigas.

Nos ensaios sem restrição à dilatação térmica (séries  $\Sigma_{SS}$  e  $2\Sigma_{SS}$ ), observou-se que as vigas  $\Sigma$  simples colapsaram por encurvadura lateral-torsional e distorcional do banzo superior a meio vão (Figura 3.14). Da observação da Figura é possível perceber que na zona a meio vão houve interação entre os modos de encurvadura distorcional e local, resultando em deformações do banzo superior com direções contrárias. Por outro lado, nas vigas  $2\Sigma$  ocorreu o colapso do banzo superior e da alma por esforço transversal junto à chapa de aplicação da carga do lado do apoio duplo, tendo-se constatado a rotura por corte do parafuso autoperfurante localizado na parte superior da alma, na zona onde se deu o colapso (Figura 3.17).

Nos ensaios com os provetes somente restringidos à elongação térmica (séries  $\Sigma_{AR}$  e  $2\Sigma_{AR}$ ), nas vigas  $\Sigma$ , à semelhança do que se verificou nas vigas sem restrições, o colapso deu-se por encurvadura lateral-torsional e distorcional do banzo superior, com interações entre os modos distorcional e local a meio vão (Figura 3.15) e nas  $2\Sigma$  observou-se encurvadura lateral-torsional e distorcional do banzo superior a meio vão de um dos perfis sigma (Figura 3.18).

Nos ensaios com restrição à elongação térmica e restrição à rotação dos apoios (séries  $\Sigma_{RR}$  e  $2\Sigma_{RR}$ ), nas vigas  $\Sigma$  observou-se que o efeito da torsão é significativamente maior que nas vigas somente restringidas à elongação térmica; nestas vigas, para além dos fenómenos de encurvadura lateral-torsional e distorcional do banzo superior a meio vão, registou-se a ocorrência de encurvadura distorcional do banzo inferior junto aos apoios, conforme se vê na Figura 3.16. Nas vigas  $2\Sigma$ , à semelhança do que se verificou nos ensaios com as vigas restringidas somente à elongação térmica, ocorreu encurvadura lateral-torsional e distorcional do banzo superior de um dos perfis sigma (Figura 3.19).

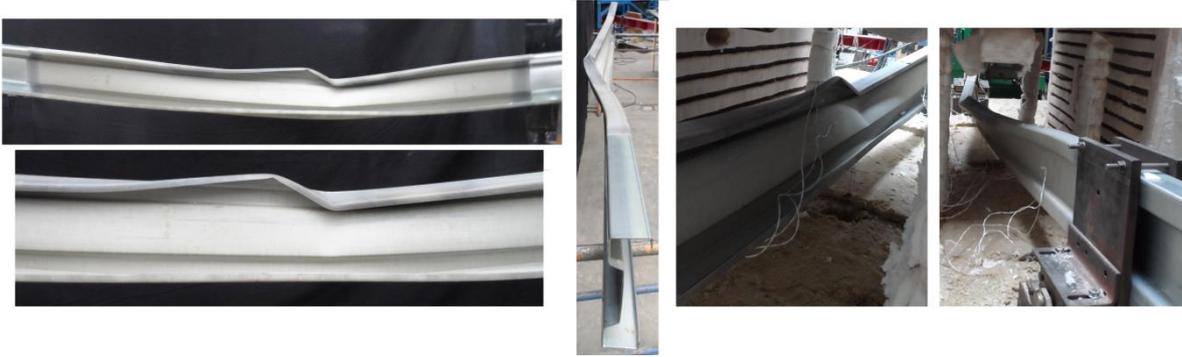


Figura 3.14 - Deformada da viga  $\Sigma$  sem restrições à elongação térmica e à rotação dos apoios ( $\Sigma_{SS_01}$ )

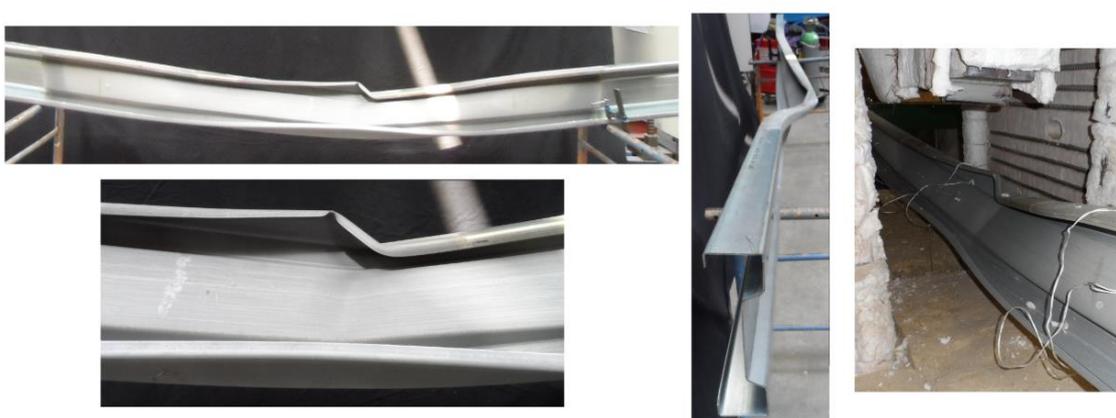


Figura 3.15 - Deformada da viga  $\Sigma$  com restrição à elongação térmica ( $\Sigma_{AR_01}$ )



Figura 3.16 - Deformada da viga  $\Sigma$  com restrição à elongação térmica e à rotação dos apoios ( $\Sigma_{RR_02}$ )

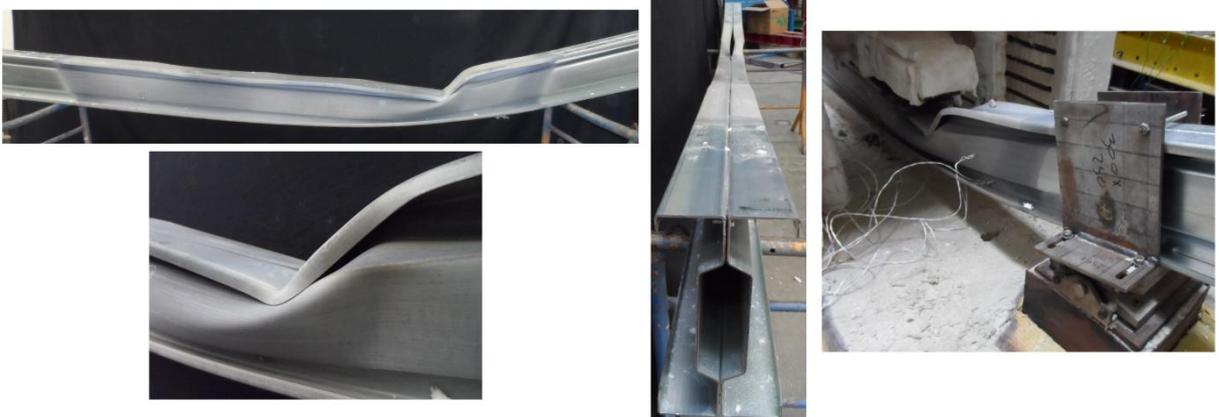


Figura 3.17 - Deformada da viga  $2\Sigma$  sem restrições à elongação térmica e à rotação dos apoios ( $2\Sigma_{SS\_03}$ )



Figura 3.18 - Deformada da viga  $2\Sigma$  com restrição à elongação térmica ( $2\Sigma_{AR\_03}$ )



Figura 3.19 - Deformada da viga  $2\Sigma$  com restrição à elongação térmica e à rotação dos apoios ( $2\Sigma_{RR\_03}$ )

## 4 CONCLUSÕES E DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

Nesta dissertação foram apresentados os detalhes da investigação experimental realizada no Laboratório de Ensaio de Materiais e Estruturas do DEC da FCTUC sobre o comportamento de vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$  em aço enformado a frio simplesmente apoiadas, submetidas a flexão e a temperaturas elevadas e sujeitas a várias condições de restrição, nomeadamente restrição axial à elongação térmica e restrição rotacional dos apoios, condições que pretendem simular a restrição que uma estrutura real circundante exerceria sobre a viga. A análise experimental englobou um total de dezoito ensaios ao fogo, que permitiram avaliar os tempos e temperaturas críticos das vigas de aço enformado a frio em estudo e perceber quais os modos de encurvadura envolvidos no colapso das vigas.

O estudo realizado mostrou que a resistência ao fogo das vigas em aço enformado a frio é muito baixa, com todos os ensaios a apresentarem durações inferiores a 15 minutos, mas que, por outro lado, a limitação da temperatura máxima nas vigas a 350°C, conforme estipulado na EN 1993-1-2:2005, é demasiado restritiva, uma vez que para temperaturas bastante superiores aos 350°C as vigas mantiveram a capacidade de carga.

Os resultados obtidos no trabalho experimental permitiram também concluir que as secções compostas  $2\Sigma$  apresentam tempos críticos de resistência ao fogo superiores aos das secções  $\Sigma$  simples, o que se deve ao facto de possuírem ar confinado na zona da alma a temperaturas inferiores ao ar do forno que aquece o perfil e de possuírem maior massa de aço, o que se traduz num aumento mais lento da temperatura média da viga. Do estudo foi possível perceber que a evolução da temperatura média nas vigas depende da secção ensaiada: nas secções simples a temperatura cresce rapidamente, enquanto nas secções compostas a evolução da temperatura ocorre mais lentamente, pelos motivos atrás enunciados.

O estudo mostrou também que as vigas  $\Sigma$  simples mantêm a capacidade de carga sem sofrer deformações excessivas (deslocamentos verticais a meio vão inferiores a 10 mm) até à sua temperatura média rondar os 500°C, o mesmo acontecendo para as vigas compostas  $2\Sigma$  a temperaturas até aos 400°C, independentemente de possuírem ou não restrições à elongação térmica e à rotação dos apoios.

Outra conclusão relevante do estudo prende-se com a constatação de que a temperatura crítica das vigas é negativamente influenciada pela restrição axial à elongação térmica e que as vigas  $\Sigma$  simples, possuidoras de menor rigidez axial, são mais suscetíveis aos efeitos desfavoráveis da restrição à elongação térmica do que as vigas compostas  $2\Sigma$ . Verificou-se que nas vigas  $\Sigma$  simples a força de restrição aumenta significativamente mais do que nas vigas compostas  $2\Sigma$ , visto que as forças de restrição dependem da severidade da dilatação térmica do perfil e da respetiva taxa de aquecimento. Por outro lado, a partir da análise dos resultados do estudo, foi possível concluir que a restrição rotacional afeta favoravelmente a temperatura crítica das vigas e que esse efeito favorável é mais pronunciado quando a restrição à rotação nos apoios é relevante quando comparada com a rigidez rotacional da viga.

Os resultados da investigação corroboram a afirmação de que, numa situação real de incêndio em que as vigas se encontrem sujeitas a temperaturas elevadas uniformes, a restrição à elongação térmica conferida pela estrutura adjacente é responsável pela diminuição acentuada da temperatura crítica, efeito que é atenuado pela restrição rotacional imposta pelas ligações nas extremidades da viga. No entanto, tradicionalmente, o dimensionamento das estruturas ao fogo é feito com base em ensaios em elementos estruturais isolados, nos quais os efeitos de restrição da estrutura circundante são desprezados, ou em que somente a restrição à elongação térmica é considerada. Relembre-se que nos ensaios realizados no âmbito desta investigação, as vigas não se encontravam ligadas às vigas transversais que conferiam a restrição axial, mas apenas em contacto com elas, pois essa foi a forma encontrada para estudar separadamente os efeitos da restrição axial e rotacional nos tempos e temperaturas críticos das vigas enformadas a frio. Assim, seria interessante realizar novos estudos para examinar em pormenor o papel das ligações no comportamento ao fogo das vigas sigma enformadas a frio, bem como estudar a influência do efeito de catenária na resistência última das vigas sujeitas a temperaturas elevadas.

Relativamente à deformada após ensaio, foi possível observar que os modos de encurvadura lateral-torsional e distorcional foram os responsáveis pelo colapso das vigas  $\Sigma$  e  $2\Sigma$ , exceção feita às vigas  $2\Sigma$  simplesmente apoiadas sem restrição à elongação térmica e à rotação dos apoios. Estes resultados vieram contrariar a expectativa de que as secções sigma, devido à maior rigidez torsional que evidenciam pela localização do centro de corte mais próxima do centróide da secção, pudessem revelar-se menos suscetíveis aos fenómenos de instabilidade lateral-torsional extremamente penalizadores para a resistência ao fogo das vigas em aço enformado a frio com secções C e I (Kankanamge e Mahendran 2012a, Laím et al. 2013a). Nas vigas  $2\Sigma$  sem restrições à elongação térmica e à rotação dos apoios deu-se o colapso do

---

banzo superior e da alma por esforço transversal junto à chapa de aplicação da carga do lado do apoio duplo. Estas vigas compostas de secção aberta  $2\Sigma$  caracterizam-se pela existência de uma cavidade no centro da alma, já de si esbelta. Quando as vigas são submetidas a temperaturas elevadas, dá-se a degradação acentuada das propriedades mecânicas do aço, enfraquecendo a alma e tornando-a especialmente suscetível ao corte, levando ao colapso prematuro da viga por esforço transversal, sem ocorrer sequer instabilidade lateral. Por essa razão, considera-se que a opção pelas vigas compostas de secção aberta  $2\Sigma$  não foi a ideal, sugerindo-se a realização de ensaios adicionais em vigas compostas de secção fechada, no sentido de procurar novas soluções com perfis sigma enformados a frio que permitam otimizar o desempenho estrutural e ao fogo destes elementos estruturais.

A investigação experimental levada a cabo no âmbito desta dissertação de mestrado representa um avanço considerável na compreensão do comportamento ao fogo das vigas em aço enformado a frio, mas novos estudos experimentais e numéricos são necessários para responder às muitas questões que o complexo comportamento dos elementos estruturais enformados a frio a temperaturas elevadas suscita. Neste sentido, foi iniciado pela autora um estudo numérico no programa de elementos finitos ABAQUS para a análise estrutural e térmica de vigas sigma em aço enformado a frio. As modelações numéricas por elementos finitos têm-se revelado muito eficientes no cálculo da encurvadura elástica e da resistência última das vigas de aço enformado a frio à temperatura ambiente (Yu e Schafer 2005, Haidarali e Nethercot 2011, Kankanamge e Mahendran 2012b) e a temperaturas elevadas (Kankanamge e Mahendran 2012a, Laím et al. 2013b). No entanto, o sucesso de tais modelações requer, quase sempre, a consideração de análises não lineares, geométrica e material, bem como a definição, tão exata quanto possível, das condições de fronteira, das imperfeições geométricas iniciais e das tensões residuais do material, principais desafios no desenvolvimento dos modelos de elementos finitos para o estudo da resistência dos perfis estruturais em aço enformado a frio. Nas simulações em desenvolvimento estão a ser modeladas vigas com secção transversal sigma com dimensões idênticas e no mesmo material que as dos ensaios experimentais de resistência ao fogo, de modo a possibilitar a calibração e validação do modelo de elementos finitos e abrir caminho, em investigações futuras, à realização de estudos paramétricos com base no modelo de elementos finitos desenvolvido, que permitam a análise da influência de diversos parâmetros, tais como o comprimento do vão, a espessura e altura das secções transversais, o nível e tipo de carregamento, a forma e distribuição das imperfeições geométricas e a magnitude das forças de restrição axial e rotacional, no comportamento ao fogo das vigas sigma em aço enformado a frio.

---

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALVES, M. C. (Alves 2006). *Análise avançada de perfis enformados a frio sob ação de incêndio*. Rio de Janeiro, 2006. 281 p. Dissertação para o grau de Doutor em Ciências da Engenharia Civil, Departamento de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio de Janeiro

BS 5950-5:1998. *Structural use of steelwork in building, Part 5: Code of practice for design of cold-formed sections*. London: BSI, 1998. 74 p.

CHEN, J. e YOUNG, B. (Chen e Young 2006). “Corner properties of cold-formed steel sections at elevated temperatures”. *Thin-Walled Structures*. 44 (2006) pp. 216-223

CHEN, J. e YOUNG, B. (Chen e Young 2007). “Experimental investigation of cold-formed steel material at elevated temperatures”. *Thin-Walled Structures*. 45 (2007) pp. 96-110

DUBINA, D. e UNGUREANU, V. (Dubina e Ungureanu 2002). “Effect of imperfections on numerical simulation of instability behaviour of cold-formed steel members”. *Thin-Walled Structures*. 40 (2002) pp. 239-262

EN 1991-1-2:2002. *Eurocode 1: Actions on structures, Part 1-2: General actions, Actions on structures exposed to fire*. Brussels: ECS, 2002. 60 p.

EN 1993-1-1:2005. *Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-1: General rules and rules for buildings*. Brussels: ECS, 2005. 91 p.

EN 1993-1-2:2005. *Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-2: General rules, Structural fire design*. Brussels: ECS, 2005. 78 p.

EN 1993-1-3:2006. *Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-3: General rules, Supplementary rules for cold-formed members and sheeting*. Brussels: ECS, 2006. 125 p.

EN 1993-1-5:2006. *Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-5: Plated Structural Elements*. Brussels: ECS, 2006. 55 p.

FENG, M., WANG, Y.C. e DAVIES, J.M. (Feng et al., 2003). “Structural behaviour of cold-formed thin-walled short steel channel columns at elevated temperatures, Part 2: Design calculations and numerical analysis”. *Thin-Walled Structures*. 41 (2003) pp. 571-594

- GERVÁSIO, H., SILVA, L.S. da e SIMÃO, P. (Gervásio et al.). “Dimensionamento de elementos metálicos com perfis enformados a frio de acordo com a Parte 1-3 do Eurocódigo 3”. In *4º Congresso de Construção Metálica e Mista*. Lisboa, 2003. pp. 399-408
- Haidarali, M. e Nethercot, D. (Haidarali e Nethercot 2011). “Finite element modelling of cold-formed steel beams under local buckling or combined local/distortional buckling”. *Thin-Walled Structures*. 49 (2011) pp. 1554-1562
- ISO 834-1:1999. *Fire-resistance tests – Elements of building construction. Part 1: General requirements*. Geneva: International Organization for Standardization, 1999. 25 p.
- KAITILA, O. (Kaitila 2000). “Cold-formed steel structures in fire conditions”. In *Seminar on Steel Structures: Design of Cold-Formed Steel Structures*. Helsinki: Laboratory of Steel Structures, Helsinki University of Technology, 2000. pp. 65-88.
- KAITILA, O. (Kaitila, 2002). *Finite element modelling of cold-formed steel members at high temperatures*. Helsinki (Finland), 2002. 90 p. Thesis, Science and Technology, Helsinki University of Technology
- KANKANAMGE, D. e MAHENDRAN, M. (Kankanamge e Mahendran 2011). “Mechanical properties of cold-formed steels at elevated temperatures”. *Thin-Walled Structures*. 49 (2011) pp. 26-44
- KANKANAMGE, D. e MAHENDRAN, M. (Kankanamge e Mahendran 2012a). “Behaviour and design of cold-formed steel beams subject to lateral-torsional buckling at elevated temperatures”. *Thin-Walled Structures*. 61 (2012) pp. 213-228
- KANKANAMGE, D. e MAHENDRAN, M. (Kankanamge e Mahendran 2012b). “Cold-formed steel beams subject to lateral-torsional buckling”. *Thin-Walled Structures*. 51(1) (2012) pp. 25-28
- KARREN, K.W (Karren 1967). “Corner properties of cold-formed steel shapes”. *Journal of the Structural Division*. ASCE, 93(ST10) (1967) pp. 401-432
- KARREN, K.W. e WINTER, G. (Karren e Winter 1967). “Effects of cold-forming on light-gauge steel members”. *Journal of the Structural Division*. ASCE, 93(ST1) (1967) pp. 433-469
- LAÍM, L. (Laím 2011). *Comportamento ao fogo de vigas de aço enformado a frio*. Coimbra: 2011. 67 p. Projecto de Tese de Doutoramento em Engenharia de Segurança ao Incêndio, Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

- LAÍM, L., RODRIGUES, J.P.C. e CORREIA, A. (Laím et al. 2009). “Fire resistance of a cold-formed steel roof beam”. In *11th Nordic Steel Construction Conference, Malmo, Sweden*, 2009. pp. 164-171
- LAÍM, L., RODRIGUES, J.P.C. e SILVA, L.S. da (Laím e tal. 2013a). “Comportamento estrutural de vigas em aço enformado a frio em situação de incêndio: análise experimental”. In *2º CILASCI, Congresso Ibero-Latino-Americano sobre Segurança contra Incêndio*. Coimbra: Departamento de Engenharia Civil, 2013. pp. 37-46
- LAÍM, L., RODRIGUES, J.P.C. e SILVA, L.S. da (Laím et al. 2013b). “Comportamento estrutural de vigas em aço enformado a frio em situação de incêndio: análise numérica”. In *2º CILASCI, Congresso Ibero-Latino-Americano sobre Segurança contra Incêndio*. Coimbra: Departamento de Engenharia Civil, 2013. pp. 47-56
- MECOZZI, E. e ZHAO, B. (Mecozzi e Zhao 2005). “Development of stress-strain relationships of cold-formed lightweight steel at elevated temperatures”. In *Proceedings of Eurosteel 2005, 4th European Conference on Steel and Composite Structures*. Maastricht (Netherlands), 2005. pp. 5.1-41-5.1-49
- MOEN, C.D., IGUSA T. e SCHAFER, B.W. (Moen et al. 2008). “Prediction of residual stresses and strains in cold-formed steel members”. *Thin-Walled Structures*, 46 (2008) pp. 1274-1289
- MOREIRA, H. (Moreira 2012). *Utilização de perfis enformados a frio em obras de reabilitação*. Lisboa, 2012. 142 p. Dissertação para obtenção do grau de Mestre em Construção e Reabilitação, Instituto Superior Técnico, Lisboa
- MOREYA, M.E. e PEKÖZ, T. (Moreya e Peköz 1994). “Finite element studies on lipped channel flexural members”. In *Proceedings of the 12th International Specialty Conference on cold-formed steel structures*. St Louis: University of Missouri-Rolla, 1994. pp. 57-74
- NP-EN 10147:2002. *Bandas e chapas de aço de construção galvanizadas a quente em contínuo. Condições técnicas de fornecimento*. Caparica: IPQ, 2002.
- OUTINEN, J. (Outinen 2006). “Mechanical properties of structural steels at elevated temperatures and after cooling down”. In *Proceedings of the Fire and Materials Conference*. San Francisco, USA, 2006. 15 p.
- OUTINEN, J. (Outinen 2007). *Mechanical properties of structural steels at high temperatures and after cooling down*. Helsinki, 2007. 37 p. Dissertation for the degree of

---

Doctor of Science in Technology, Department of Civil and Environmental Engineering, Helsinki University of Technology.

OUTINEN, J. e MÄKELÄINEN, P. (Outinen e Mäkeläinen 2002). “Mechanical properties of structural steel at elevated temperatures and after cooling down”. In *Proceedings of the 2nd International Workshop of Structures in Fire*, Christchurch, New Zealand, 2002. pp. 273- 290

OUTINEN, J., KAITILA, O. e MÄKELÄINEN, P. (Outinen et al. 2000). “A study for the development of the design of steel structures in fire conditions”. In *Proceedings of the 1st International Workshop of Structures in Fire*, Copenhagen, Denmark, 2000. pp. 267-281

PINTO, A. (Pinto 2010). *Estabilidade local de perfis de aço enformados a frio*. Lisboa, 2010. 121 p. Dissertação para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Civil, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa

PIRES, J. (Pires 2006). *Material didáctico, Tecnologias da Produção*. Castelo Branco: Instituto Politécnico de Castelo Branco, Escola Superior de Tecnologia, 2006. 19 p.

QUACH, W.M., TENG, J.G. e CHUNG, K.F. (Quach et al. 2006). “Finite element predictions of residual stresses in press-braked thin-walled steel sections”. *Engineering Structures*. 28 (2006) pp. 1609-1619

QUACH, W.M., TENG, J.G., e CHUNG, K.F. (Quach et al. 2004). “Residual stresses in steel sheets due to coiling and uncoiling: a closed-form analytical solution”. *Engineering Structures*. 26 (2004) pp. 1249-1259

RANAWAKA, T. e MAHENDRAN, M. (Ranawaka e Mahendran 2009). “Experimental study of the mechanical properties of light gauge cold-formed steels at elevated temperatures”. *Fire Safety Journal*. 44 (2009) pp. 219-229

RANBY, A. (Ranby 1999). *Structural fire design of thin walled steel structures*. Lulea, 1999. Licentiate Thesis, Division of Steel Structures, Department of Civil and Mining Engineering, Lulea University of Technology, Sweden

VILA REAL, P.M.M. (Vila Real 2010). *Seminário de Eurocódigos Estruturais. Eurocódigo 3: Projecto de Estruturas de Aço. Parte 1-2, Verificação da resistência ao fogo*. Lisboa: LNEC, 2010.

REZENDE, P.G. (Rezende 2005). *Análise da resposta numérica de ligações aparafusadas de chapas finas e perfis formados a frio*. S. Carlos (Brasil), 2005. 133 p. Tese para o grau de

---

Mestre em Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de S. Paulo

RHODES, J. (Rhodes, 1991). *Design of cold-formed steel members*. New York: Elsevier Applied Science, 1991. 409 p.

RONDAL, J. e DUBINA, D. (Rondal e Dubina 2005). *Light gauge metal structures: recent advances*. Udine: International Centre for Mechanical Sciences, 2005. 259 p.

SCHAFFER, B.W. e PEKÖZ, T. (Schafer e Peköz 1998). “Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses”. *Journal of Constructional Steel Research*. 47 (1998) pp. 193-210

SILVESTRE, N. e CAMOTIM, D. (Silvestre e Camotim 2006). “Comportamento de estruturas de aço enformado a frio e dimensionamento de acordo com o EC3-1-3”. In *Utilização de produtos em aço enformado a frio na construção: LKS Jornada Técnica, Porto*. Bruxelles: LKS, 2006. pp. 33-54

SILVESTRE, N. e CAMOTIM, D. (Silvestre e Camotim 2010). “Construção em aço leve”. *Revista da Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista*. 20 (2010). pp.10-12

SIMÕES, R.A.D. (Simões 2007). *Manual de dimensionamento de estruturas metálicas: Eurocódigo 3: Projecto de Estruturas de Aço: Parte 1-1: regras gerais e regras para edifícios*. 2ª ed. Coimbra: CMM - Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista, 2007. xxiv, 221 p.

VERÍSSIMO, H. (Veríssimo 2008). *Dimensionamento de elementos estruturais de aço enformados a frio de acordo com o Eurocódigo 3*. Lisboa, 2008. 252 p. Dissertação para obtenção do grau de Mestre em Engenharia de Estruturas, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa

YU, C. e SCHAFFER, B. (Yu e Schafer 2006). *Distortional buckling of cold-formed steel members in bending. Final Report*. Baltimore (Maryland, EUA): American Iron and Steel Institute, c. 2005, rev. 2006. xxi, 396 p.

YU, W. (Yu 2000). *Cold-formed steel design*. 3th ed. New York: John Wiley and Sons, Inc., 2000. xi, 756 p.

## ANEXO A - RESULTADOS DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS

### A1 VIGAS SIMPLEMENTE APOIADAS

#### A1.1 SÉRIE $\Sigma_{SS}$

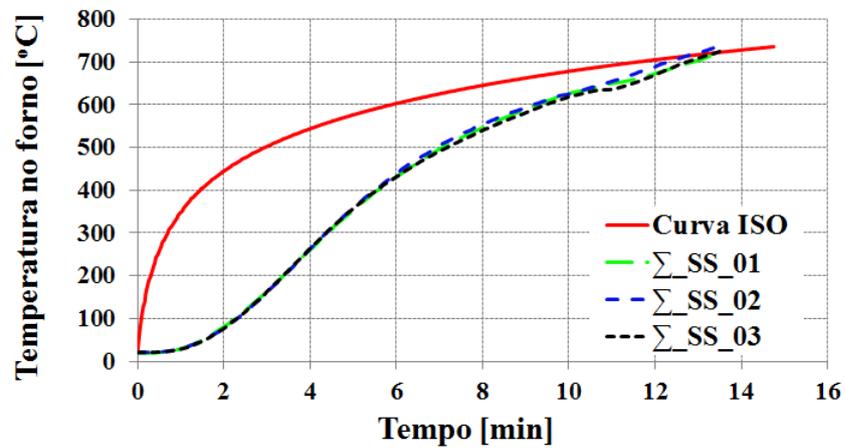


Figura A-1 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios da série  $\Sigma_{SS}$

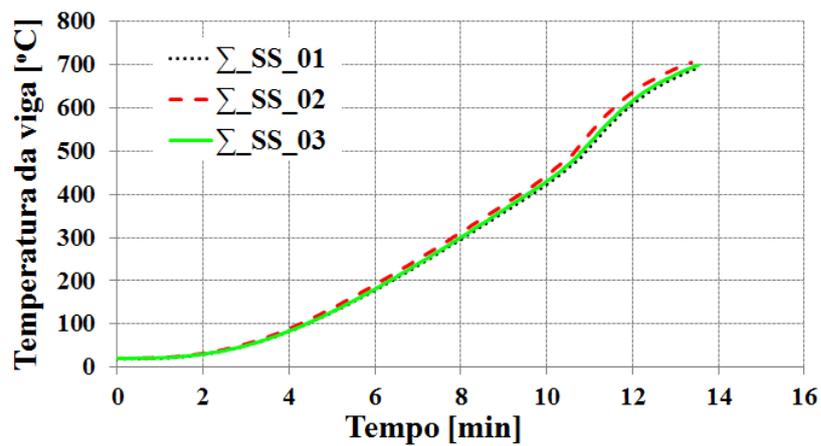


Figura A-2 - Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios da série  $\Sigma_{SS}$

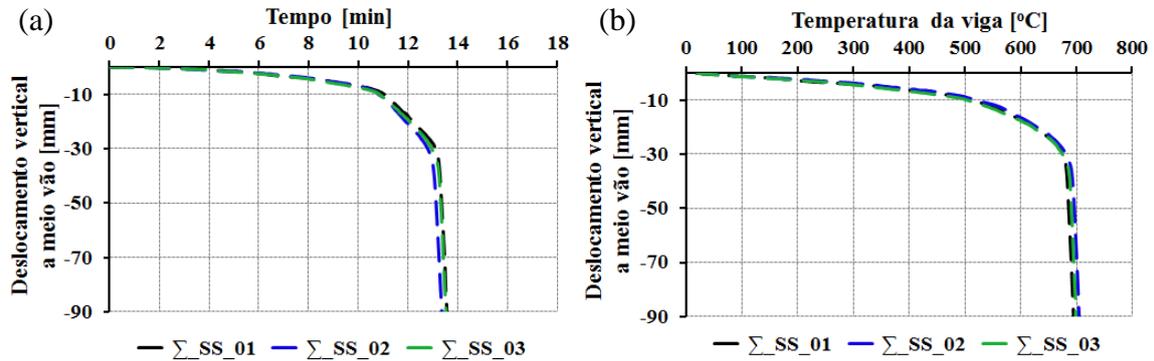


Figura A-3 - Deformada a meio vão nos ensaios da série  $\Sigma\_SS$   
 (a) em função do tempo de ensaio; (b) em função da temperatura média da viga

### A1.2 SÉRIE $2\Sigma\_SS$

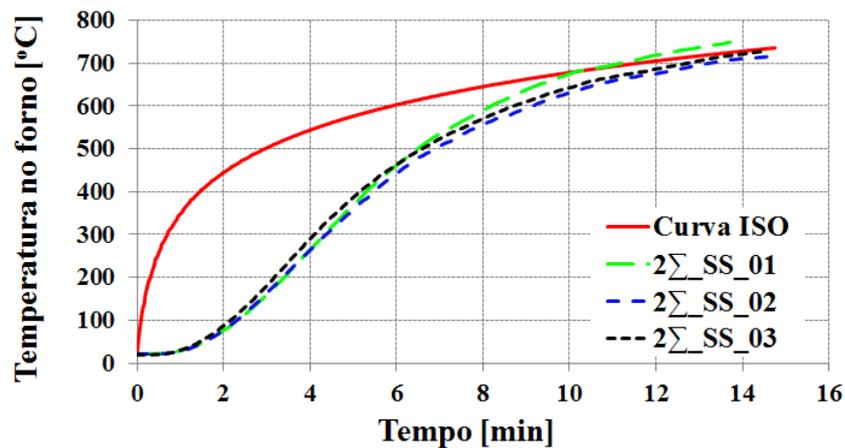


Figura A-4 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios da série  $2\Sigma\_SS$

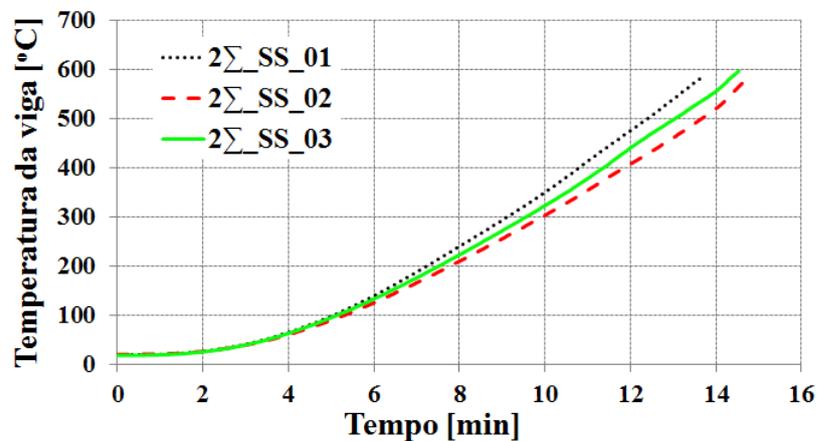


Figura A-5 - Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios da série  $2\Sigma\_SS$

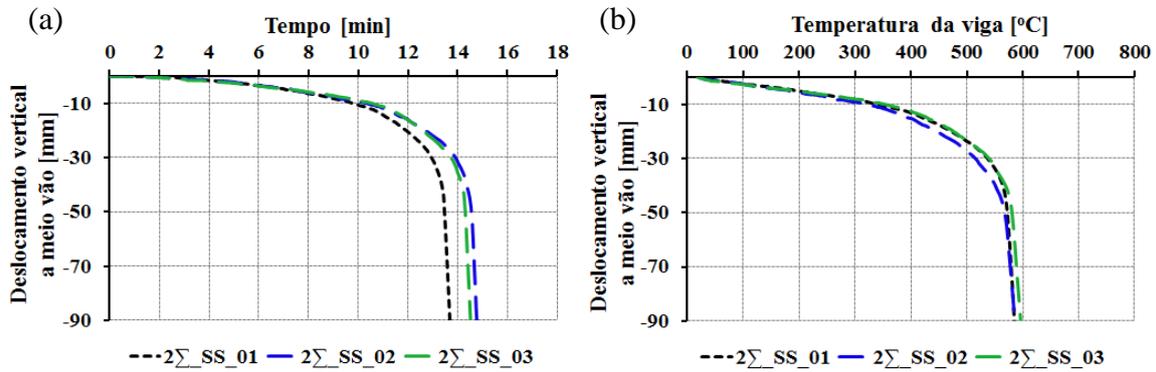


Figura A-6 - Deformada a meio vão nos ensaios da série  $2\Sigma_{SS}$   
 (a) em função do tempo de ensaio; (b) em função da temperatura média da viga

## A2 VIGAS COM RESTRIÇÃO À ELONGAÇÃO TÉRMICA

### A2.1 SÉRIE $\Sigma_{AR}$

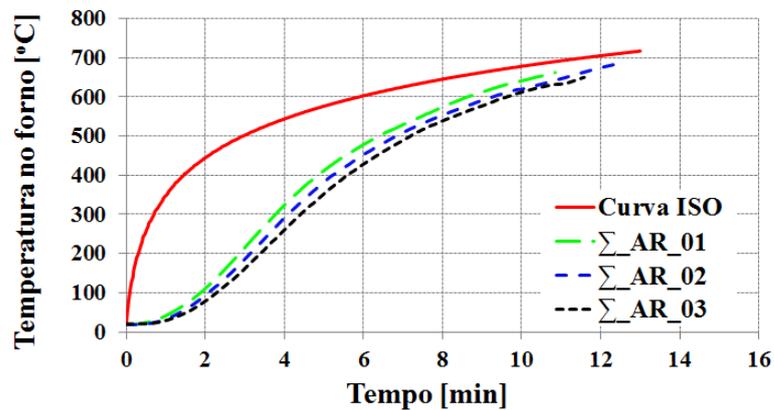


Figura A-7 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios da série  $\Sigma_{AR}$

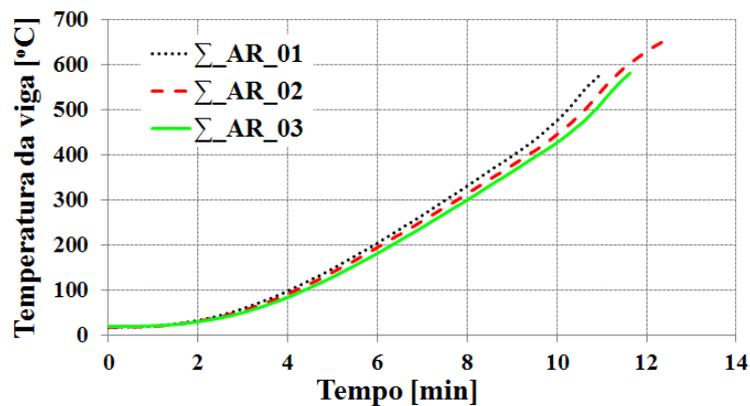


Figura A-8 - Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios da série  $\Sigma_{AR}$

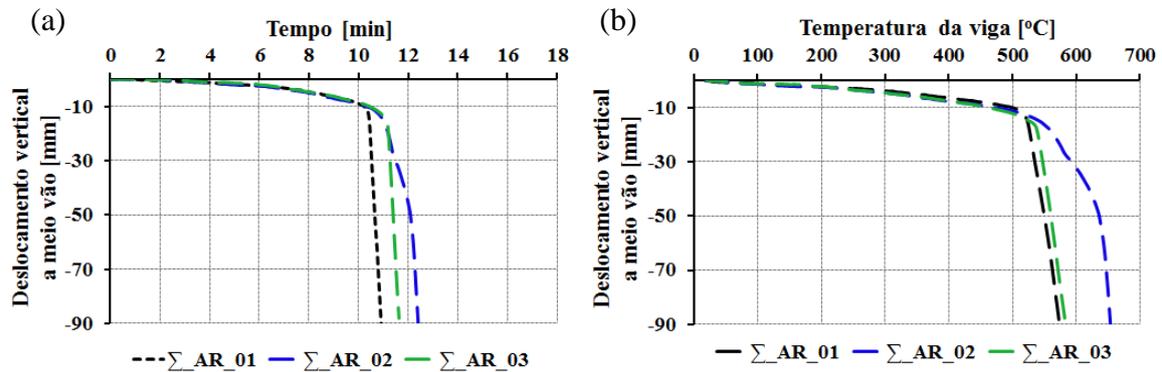


Figura A-9 - Deformada a meio vão nos ensaios da série  $\Sigma\_AR$   
 (a) em função do tempo de ensaio; (b) em função da temperatura média da viga

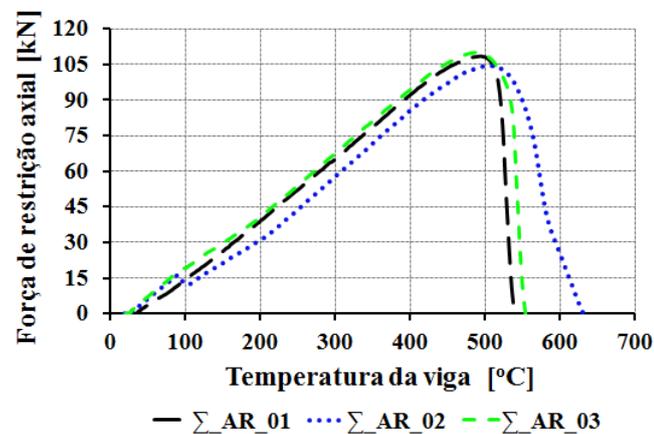


Figura A-10 - Evolução das forças axiais de restrição em função da temperatura média das vigas nos ensaios da série  $\Sigma\_AR$

## A2.2 SÉRIE $2\Sigma\_AR$

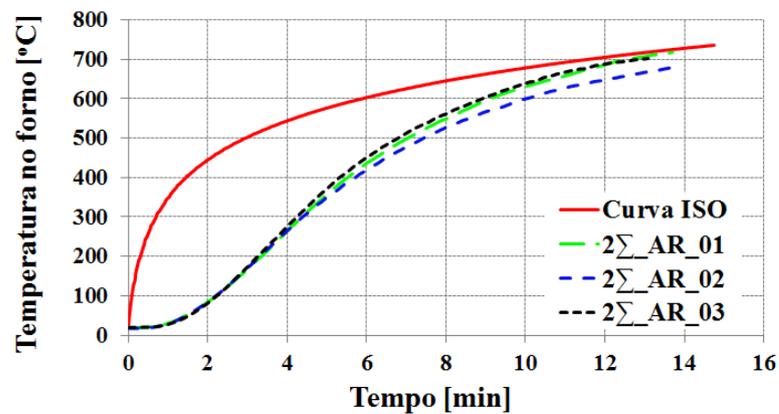


Figura A-11 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios da série  $2\Sigma\_AR$

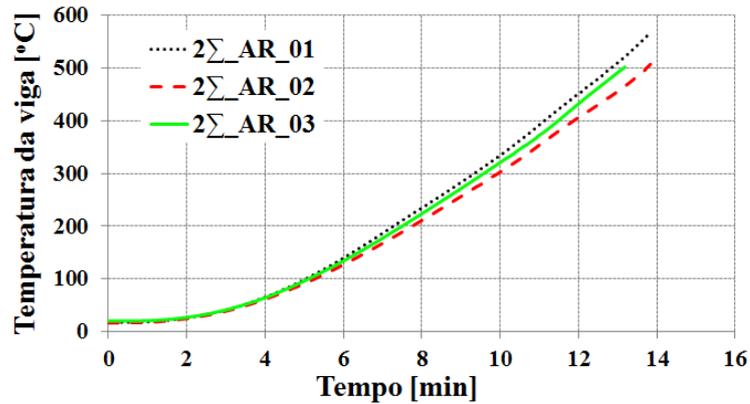


Figura A-12 - Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios da série 2Σ\_AR

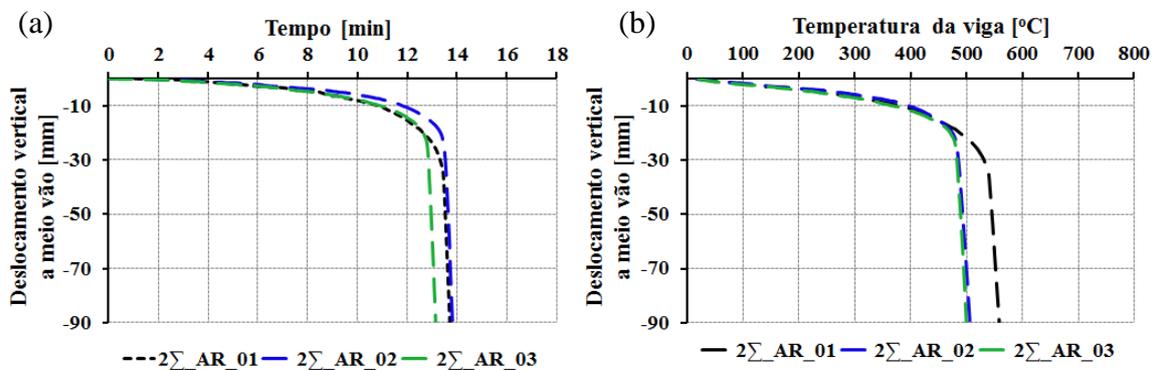
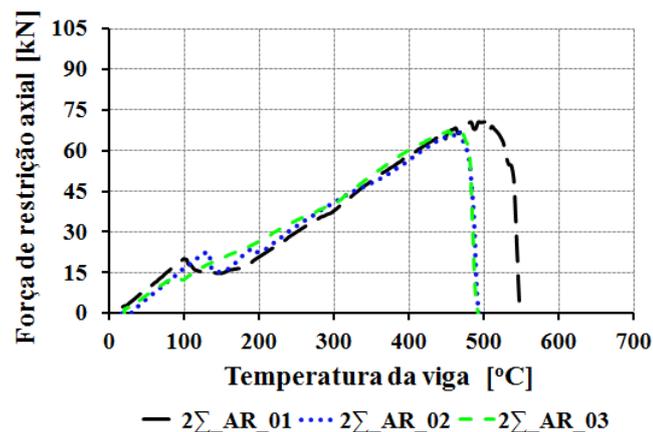
Figura A-13 - Deformada a meio vão nos ensaios da série 2Σ\_AR  
(a) em função do tempo de ensaio; (b) em função da temperatura média da viga

Figura A-14 - Evolução das forças axiais de restrição em função da temperatura média das vigas nos ensaios da série 2Σ\_AR

## A3 VIGAS COM RESTRIÇÃO À ELONGAÇÃO TÉRMICA E RESTRIÇÃO ROTACIONAL NOS APOIOS

### A3.1 SÉRIE $\Sigma_{RR}$

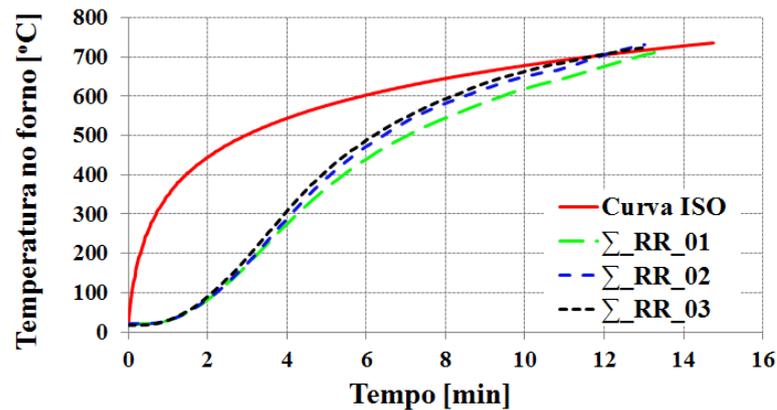


Figura A-15 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios da série  $\Sigma_{RR}$

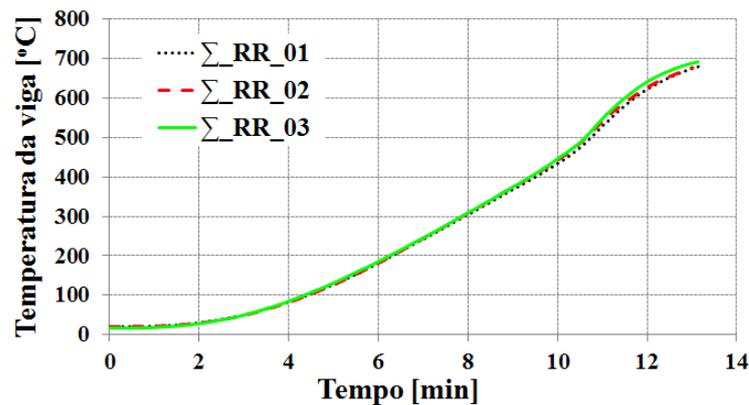


Figura A-16 - Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios da série  $\Sigma_{RR}$

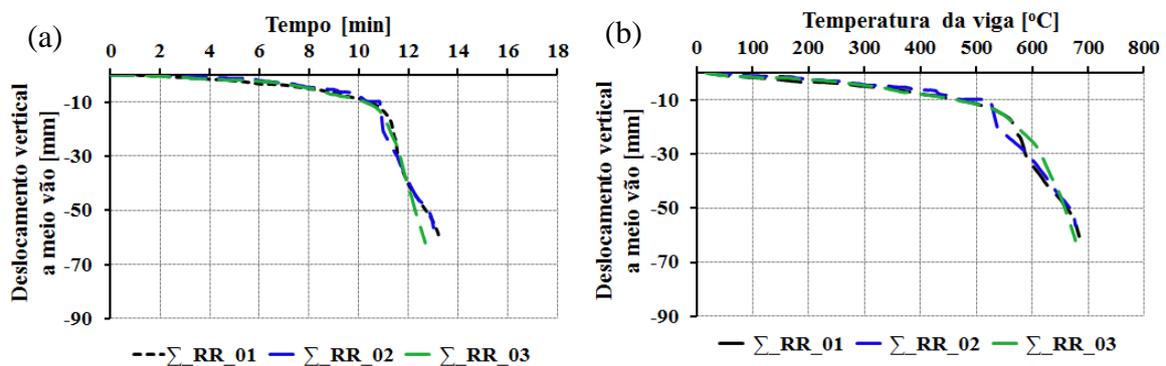


Figura A-17 - Deformada a meio vão nos ensaios da série  $\Sigma_{RR}$

(a) em função do tempo de ensaio; (b) em função da temperatura média da viga

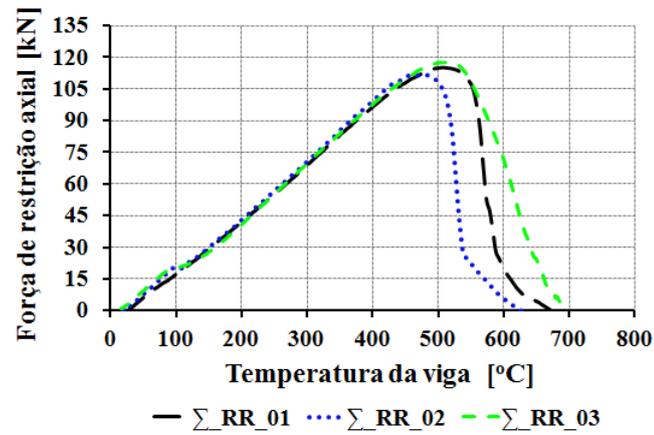


Figura A-18 - Evolução das forças axiais de restrição em função da temperatura média das vigas nos ensaios da série  $\Sigma_{RR}$

### A3.2 SÉRIE $2\Sigma_{RR}$

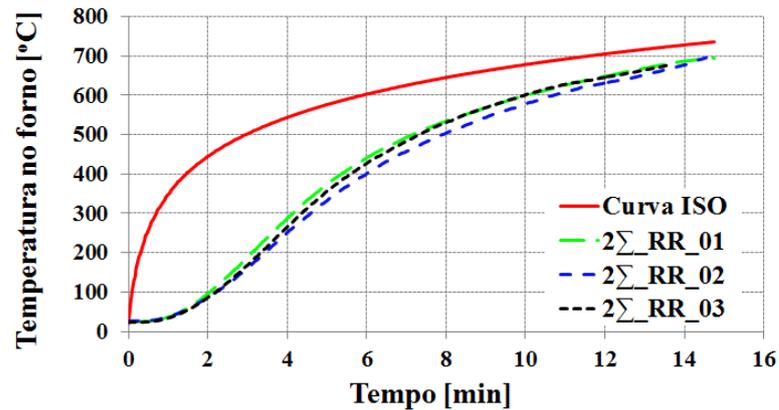


Figura A-19 - Evolução das temperaturas no forno nos ensaios da série  $2\Sigma_{RR}$

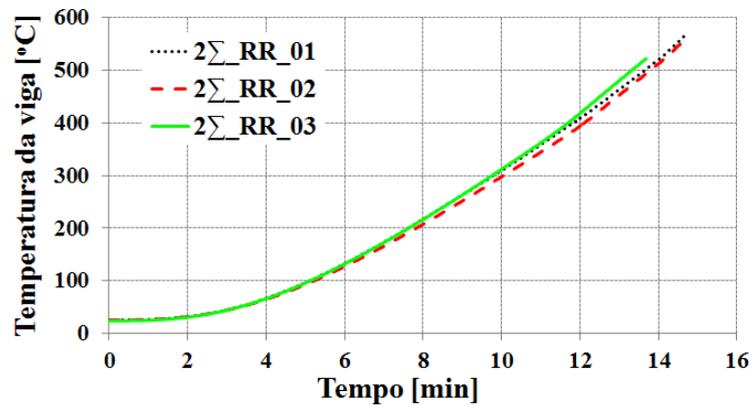


Figura A-20 - Evolução da temperatura média das vigas nos ensaios da série  $2\Sigma_{RR}$

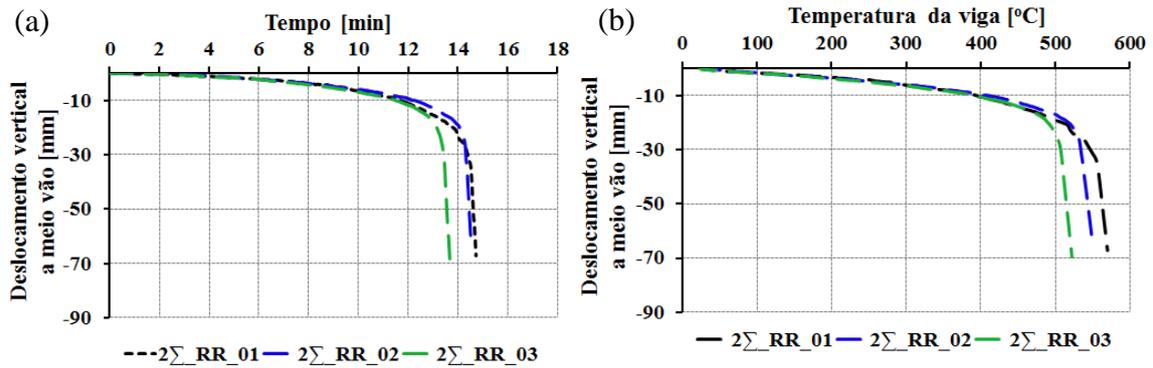


Figura A-21 - Deformada a meio vão nos ensaios da série 2Σ\_RR  
(a) em função do tempo de ensaio; (b) em função da temperatura média da viga

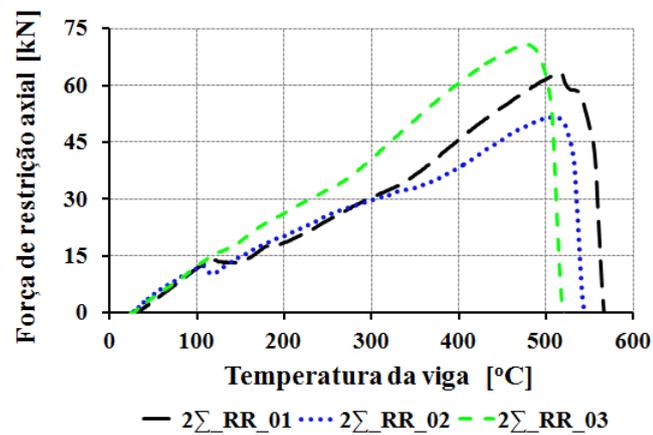


Figura A-22 - Evolução das forças axiais de restrição em função da temperatura média das vigas nos ensaios da série 2Σ\_RR