



SAULO JOSÉ DE CASTRO ALMEIDA

Análise do Comportamento a Temperaturas
Elevadas de Elementos de Aço Formados a Frio
Comprimidos Considerando Restrição ao
Alongamento Térmico

Tese apresentada como parte dos requisitos necessários à
obtenção do título de Doutor em

Engenharia de Estruturas

ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS – EESC/USP

e

Engenharia de Segurança ao Incêndio

UNIVERSIDADE DE COIMBRA

Orientadores:

Prof. Dr. Jorge Munaiar Neto - EESC-USP

Prof. Dr. João Paulo Correia Rodrigues - FCTUC

VERSÃO CORRIGIDA

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

São Carlos, São Paulo
2012

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

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

A447a Almeida, Saulo José de Castro.
Análise do comportamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio comprimidos considerando restrição ao alongamento térmico / Saulo José de Castro Almeida ; orientadores Jorge Munaiar Neto, João Paulo Correia Rodrigues. -- São Carlos, 2012.

Tese (Doutorado - Programa de Pós-Graduação e Área de Concentração em Engenharia de Estruturas) -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo e Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra, 2012.

1. Aço formado a frio. 2. Elementos comprimidos. 3. Resistência ao fogo. 4. Análise experimental. 5. Análise numérica. 6. Métodos simplificados de cálculo I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **SAULO JOSÉ DE CASTRO ALMEIDA**.

Título da tese: "Análise do comportamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formado a frio comprimidos considerando restrição ao alongamento térmico".

Data da defesa: 26/10/2012

Comissão Julgadora:

Prof. Dr. **Jorge Munaiar Neto (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Prof. Dr. **João Paulo Correia Rodrigues (Co-Orientador)**
(Universidade de Coimbra-Portugal)

Prof. Associado **Maximiliano Malite**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Prof. Dr. **Valdir Pignatta e Silva**
(Escola Politécnica/USP)

Profa. Dra. **Silvana De Nardin**
(Universidade Federal de São Carlos/UFSCar)

Prof. Dr. **António José Pedroso Moura Correia**
(Instituto Politécnico de Coimbra)

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas):

Profa. Associada **Ana Lucia Homce de Cresce El Debs**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:
Prof. Titular **Denis Vinicius Coury**

Resultado:

Aprovado

Aprovado

APROVADO

Aprovado

APROVADO

APROVADO

Aos meus pais, Carlos e Léa, aos meus irmãos Ângelo e Juliana, à minha sobrinha Manuela, com amor e gratidão.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus pela rica oportunidade que me concedeu de realizar o presente trabalho. Foi um privilégio imenso poder desenvolver um trabalho de investigação na Universidade de São Paulo e na Universidade de Coimbra.

... para Deus nada é Impossível; Lucas 1.37.

Agradeço à minha família por tudo que tem feito por mim para que eu chegasse até aqui. Em especial, aos meus pais, Carlos e Léa, aos meus irmãos Ângelo e Juliana e a minha sobrinha Manuela, com amor e muito apreço.

Aos amigos Paulo Roberto, Renato Manta, Vítor Vinícius e Bruno Tenório.

Agradeço à minha namorada Kely Priscila e família, pelo apoio, carinho pela amizade e principalmente pela paciência.

Aos professores da Universidade Federal de Alagoas - UFAL, pela formação profissional.

Aos professores do Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos – EESC/USP, por colaborar no aprimoramento da minha formação profissional.

A todos os funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas da EESC/USP, os quais sempre proporcionaram boas condições de trabalho.

Ao CNPq pela concessão da bolsa de estudos que possibilitou o desenvolvimento do presente trabalho.

Agradeço ao Professor Jorge Munaiar Neto, pela amizade e por ter aceitado o desafio de desenvolver mais uma vez um trabalho de investigação juntamente comigo. Que Deus continue abençoando sua vida.

Agradeço ao Professor João Paulo Correia Rodrigues, pelo apoio concedido, pela confiança e por ter aceitado o desafio dessa orientação. Da mesma maneira agradeço pela amizade, paciência, pelas sugestões concedidas para o desenvolvimento dos trabalhos experimentais e pela disponibilização de sua equipe de investigação e funcionários. Que Deus o abençoe ricamente.

Ao caro amigo Luís Laím e sua esposa Célia, pela amizade, companheirismo, trocas de experiências, pelas contribuições fundamentais na realização do programa experimental e por facilitar a minha adaptação em Portugal e na Universidade de Coimbra.

Agradeço a todos integrantes do grupo de pesquisa coordenado pelo professor João Paulo Correia Rodrigues, pelo apoio concedido para o desenvolvimento desse trabalho.

A todos os funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra - FCTUC, os quais proporcionaram boas condições de trabalho.

A todos funcionários do Laboratório de Engenharia de Estruturas da FCTUC pelo convívio e pelo apoio concedido no desenvolvimento do programa experimental e realização dos ensaios. Outrossim, pela paciência em ensinar técnicas e procedimentos de ensaios de suma importância para o bom andamento das atividades do programa experimental.

Aos professores e colegas do curso de Engenharia de Segurança ao Incêndio da FCTUC em colaboração do LNEC, os quais contribuíram para minha formação profissional, desenvolvimento pessoal e cultural. Aos colegas Jectam, Moisés e Adriano, pelo companheirismo e trocas de experiência e pela representação Brasileira dentro do curso.

Agradeço a todos os amigos que fiz na residência Pedro Nunes, Brasileiros (aos naturalizados também!) e estrangeiros. Que Deus recompense a todos vocês por tudo que fizeram por mim. Pelos momentos de descontração e tudo que vivemos. Dedico este trabalho a vocês também!

Aos membros da Assembléia de Deus em Coimbra, na pessoa do Pr. João Pedro, pela recepção, amizade e pelas orações.

Ao professor Maximiliano Malite, pela atenção dispensada e sugestões relevantes para o presente trabalho.

A todos amigos do Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos, pelo companheirismo e momentos de descontração.

Aos conterrâneos e nordestinos, por não me deixar esquecer as origens. Em especial ao companheiro Rafael Marques Lins, pela amizade, companheirismo e principalmente pela paciência em me aturar durante o tempo de convívio!

Ao Evangelista Marcos Cesar Vitulli e Família, por me adotarem como filho, pela paciência e por tudo que têm me ensinado.

Aos Membros da Assembléia de Deus em São Carlos-SP, na pessoa do seu Pr. Presidente Eli Martins de Souza, pela amizade e pelas orações.

Aos membros da Assembléia de Deus do Jardim Paulistano-São Carlos, nas pessoas do Pr. Esequiel Inácio, Ev. Jessé de Jesus Meneses, Ev. Carlos Oliveira, Pr. Renato Melo e Pb. David Costa, pelo privilégio de ter convivido com todos vocês.

Aos membros da Assembléia de Deus de Ponta da Terra-Maceió-AL, pelas orações.

E, de mais disto, filho meu, atenta: não há limite para fazer livros, e o muito estudar enfado é da carne.

*De tudo o que se tem ouvido, o fim é: **Teme a Deus, e guarda os seus mandamentos; porque este é o dever de todo o homem.***

Porque Deus há de trazer a juízo toda a obra, e até tudo o que está encoberto, quer seja bom, quer seja mau.

Eclesiastes 12.12-14

RESUMO

ALMEIDA, S.J.C. **Análise do Comportamento a Temperaturas Elevadas de Elementos de Aço Formados a Frio Comprimidos Considerando Restrição ao Alongamento Térmico**. 292 p. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, São Paulo, Brasil. Universidade de Coimbra, Coimbra, Portugal, 2012.

No presente trabalho se desenvolve como proposta principal, uma investigação experimental sobre o comportamento de elementos de aço formados a frio comprimidos em temperaturas elevadas considerando a influência da restrição ao alongamento térmico. Nessa investigação foram avaliadas as distribuições de temperaturas no contorno da seção transversal e ao longo do comprimento dos elementos. Outrossim, avaliou-se a influência da restrição ao alongamento térmico sobre o comportamento mecânico dos elementos, em especial sobre o desenvolvimento das forças de restrição que surgem durante a fase de aquecimento dos mesmos. Concernente ao comportamento térmico, os resultados indicam que a temperatura resistente de elementos expostos ao calor por todos os lados deve ser determinada com base nas medições realizadas em seções a meia altura do elemento devido à distribuição não uniforme de temperatura ao longo do comprimento. Com relação ao comportamento mecânico, os resultados experimentais mostraram que a resistência pós-crítica em temperaturas elevadas desses elementos é pequena e nesse sentido é mais coerente considerar como temperatura resistente a temperatura correspondente ao momento da perda de estabilidade dos elementos.

Em caráter complementar e exploratório foram realizadas análises numéricas para melhorar o entendimento do comportamento em temperaturas elevadas dos elementos de aço formados a frio investigados experimentalmente no presente trabalho. Nas análises numéricas foi avaliada uma estratégia de modelagem em elementos finitos para simular a restrição ao alongamento térmico axial em elementos comprimidos submetidos a temperaturas elevadas. Os resultados apontam que os modelos numéricos foram eficientes para prescrever força de compressão resistente em temperaturas elevadas e o tempo resistente. Por outro lado não foram eficientes para prescrever as temperaturas críticas.

No âmbito normativo foram realizadas as avaliações do método de cálculo simplificado proposto na ABNT NBR 14323 (2012) e da possibilidade de adequar o método simplificado de cálculo do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006) para o dimensionamento em temperaturas elevadas desses elementos. Os resultados sugerem que o método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012) foi capaz de fornecer satisfatoriamente a força de compressão resistente dos elementos investigados que se enquadravam nas exigências do método. Outrossim, sugerem que o uso do método simplificado do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006) com redução da resistência ao escoamento e módulo de elasticidade do aço para o dimensionamento em temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio carece de mais investigações.

Palavras-chave: Aço formado a frio, Elementos comprimidos, Resistência ao fogo, Análise experimental, Análise numérica, Métodos simplificados de cálculo.

ABSTRACT

ALMEIDA, S.J.C. **Analysis on the behaviour of cold formed steel columns under fire conditions with restrained thermal elongation.** 292 p. Thesis - Engineering School of Sao Carlos, University of Sao Paulo, Sao Carlos, Sao Paulo, Brazil. University of Coimbra, Coimbra, Portugal, 2012.

The main proposal of this work was an experimental investigation on the behavior of cold-formed steel compressed members at elevated temperatures considering the influence of restraining to the thermal elongation. In this investigation, it was evaluated the temperature distributions on the cross section and along the height of the members. Furthermore, it was evaluated the influence of restraining to the thermal elongation on the mechanical behavior of these members, in particular on the development of restraining forces during their heating phase. Concerning the thermal behavior, the results indicate the critical temperature of members exposed to heat from all sides should be determined based on measurements performed on sections located at mid-span of the members due to the non uniform temperature distribution along the height. With regards to mechanical behavior, the experimental results showed that the post-buckling resistance at elevated temperatures of these members is small and the critical temperature should be considered as the temperature corresponding to the buckling temperature.

Additionally numerical analyzes were performed to better understand the behavior of the cold-formed steel members at elevated temperatures that were experimentally investigated in this study. In the numerical analyzes a modeling strategy was evaluated on finite elements to simulate the axial restraining to the thermal elongation in compressed members subjected to high temperatures. The results show that the numerical models were effective to prescribe the ultimate loads at elevated temperatures and the critical time considering the influence of the axial restraining to the thermal elongation. On the other hand, the numerical models were not effective to prescribe the critical temperature.

Within the normative scope, the design method proposed in the ABNT NBR 14323 (2012) (project revision) was evaluated as well the possibility of adapting the EUROCODE 3 part 1.3 (2006) design guidelines to the design of cold-formed steel members at elevated temperatures. The results suggest that the design method proposed in the ABNT NBR 14323 (2012) (project revision) was able to accurately predict the ultimate test loads of the members that were within the requirements of the method. On the other hand, it was found that the use of the EUROCODE 3 part 1.3 (2006) design guidelines with reduction of the mechanical properties at elevated temperatures (yield strength and elastic modulus of steel) for design of compressed cold formed steel members at elevated temperature needs further investigations.

Key-words: Cold-Formed steel, Compressed members, Fire resistance, Experimental analysis, Numerical Analysis, Design methods.

TERMOS E DEFINIÇÕES

Para efeitos desta tese, aplicam-se os seguintes termos e definições:

Elemento

Elemento estrutural formado pela junção de perfis de aço formados a frio.

Força de compressão resistente

Máxima força suportada por um elemento estrutural submetido à compressão com restrição ao alongamento térmico.

Força inicial

Força aplicada a um elemento estrutural submetido à compressão com restrição ao alongamento térmico antes da fase de aquecimento do mesmo.

Força de restrição

Força desenvolvida durante a fase de aquecimento de um elemento estrutural submetido à compressão com restrição ao alongamento térmico.

Tempo resistente

Tempo correspondente à máxima força suportada por um elemento estrutural submetido à compressão com restrição ao alongamento térmico.

Temperatura crítica

Temperatura correspondente ao instante que a força solicitante de um elemento estrutural submetido à compressão com restrição ao alongamento térmico após ultrapassar a força de compressão resistente, retorna ao valor da força inicial.

Temperatura de instabilidade

Temperatura correspondente à máxima força suportada por um elemento estrutural submetido à compressão com restrição ao alongamento térmico.

Temperatura resistente

Igual à temperatura de instabilidade ou à temperatura crítica, o que for aplicável.

LISTA DE SÍMBOLOS

- A_g - Área bruta da seção transversal dos elementos de aço
- E - Módulo de elasticidade à temperatura ambiente
- E_θ - Módulo de elasticidade tangente inicial do aço à temperatura elevada
- f_y - Resistência ao escoamento do aço
- $f_{y,\theta}$ - Resistência ao escoamento do aço em temperatura elevada
- $k_{E,\theta}$ - Fator de redução do módulo de elasticidade do aço em temperatura elevada
- $k_{y,\theta}$ - Fator de redução da resistência ao escoamento do aço em temperatura elevada para elementos não sujeitos à instabilidade local
- $k_{\sigma,\theta}$ - Fator de redução da resistência ao escoamento do aço em temperatura elevada para elementos sujeitos à instabilidade local
- θ_a - Temperatura do aço (°C)
- t - Tempo
- ε - Emissividade
- χ - Fator de redução da força de compressão resistente à temperatura ambiente, associado à instabilidade global
- χ_{fi} - Fator de redução da força de compressão resistente em temperatura elevada associado à instabilidade global;

LISTA DE ABREVIATURAS

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI – American Iron and Steel Institute
ASTM – American Society for Testing and Materials
AS/NZS – Australian/ New Zealand Standards
BS – British Standard
BSI – British Standards Institution
CEN – Comissão Europeia de Normalização
CUFSM – Cornell University Finite Strip Method
ECCS – European Convention for Constructional Steelwork
EN – European standard
ISO – International Organization for Standardization
LNEC – Laboratório Nacional de Engenharia Civil
LVDT – Linear Variable Differential Transformer
MEF – Método dos Elementos Finitos
MRD – Método da Resistência Direta
NBR – Denominação de norma da Associação Brasileira de Normas Técnicas
PTFE – Politetrafluoretileno
RHS – Rectangular Hollow Section
STC – SuperTempCalc
TRRF – Tempo requerido de resistência ao fogo

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO	1
1.1 SOBRE O DESENVOLVIMENTO DA CO-TUTELA.....	4
1.1.1 ASPECTOS GERAIS.....	4
1.1.2 ENQUADRAMENTO DA CO-TUTELA.....	5
1.2 OBJETIVOS DO TRABALHO.....	8
1.2.1 OBJETIVO GERAL	8
1.2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	8
1.3 JUSTIFICATIVA.....	9
1.4 METODOLOGIA.....	10
1.4.1 ASPECTOS GERAIS.....	10
1.4.2 DIVISÃO DAS ATIVIDADES	12
1.5 APRESENTAÇÃO DO TRABALHO.....	13
CAPÍTULO 2 – SOBRE ANÁLISES DE ESTRUTURAS DE AÇO EM TEMPERATURAS ELEVADAS.....	15
2.1 COMENTÁRIOS GERAIS.....	15
2.2 ESTUDOS EXPERIMENTAIS.....	16
2.2.1 SOBRE ENSAIOS EM ESTRUTURAS COMPLETAS.....	16
2.2.2 SOBRE ENSAIOS EM ELEMENTOS ISOLADOS.....	18
2.3 ASPECTOS NORMATIVOS.....	21
2.4 ALGUNS CÓDIGOS DE CÁLCULO.....	24
2.5 MÉTODOS AVANÇADOS DE CÁLCULO.....	28
2.5.1 MÉTODOS AVANÇADOS REFERENTES À MODELAGEM DA RESPOSTA TÉRMICA.....	31
2.5.2 MÉTODOS AVANÇADOS REFERENTES À MODELAGEM DA ANÁLISE MECÂNICA.....	33
2.5.3 CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	37
CAPÍTULO 3 – ELEMENTOS DE AÇO FORMADO A FRIO COMPRIMIDOS SUBMETIDOS A TEMPERATURAS ELEVADAS.....	39

3.1	COMENTÁRIOS GERAIS.....	39
3.2	ESTUDOS EXPERIMENTAIS.....	40
3.3	ESTUDOS NUMÉRICOS.....	47
3.4	ASPECTOS NORMATIVOS.....	51
3.4.1	TRABALHOS DESENVOLVIDOS.....	53
3.5	PROCEDIMENTOS SIMPLIFICADOS DE CÁLCULO.....	60
3.5.1	MÉTODO SIMPLIFICADO DE CÁLCULO – EUROCODE 3 PARTE 1.2.....	60
3.5.1.1	ESCOPO.....	60
3.5.1.2	SIMPLIFICAÇÕES E LIMITAÇÕES.....	61
3.5.1.3	PROCEDIMENTOS.....	64
3.5.1.4	INVESTIGAÇÕES.....	68
3.5.2	MÉTODO SIMPLIFICADO DE CÁLCULO – ABNT NBR 14323.....	70
3.5.2.1	ESCOPO.....	70
3.5.2.2	SIMPLIFICAÇÕES.....	70
3.5.2.3	PROCEDIMENTOS.....	72
3.5.3	MÉTODO SIMPLIFICADO DE CÁLCULO – AS/NZS 4600.....	75
3.5.3.1	ESCOPO.....	75
3.5.3.2	PROCEDIMENTOS.....	75
3.5.4	MÉTODO DA RESISTÊNCIA DIRETA – MRD.....	78
3.5.4.1	ESCOPO.....	78
3.5.4.2	PROCEDIMENTOS.....	78
3.5.5	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	81
CAPÍTULO 4 – PROGRAMA EXPERIMENTAL.....		83
4.1	CORPOS DE PROVA E PLANO DE ENSAIOS.....	83
4.2	SISTEMA DE ENSAIO.....	86
4.2.1	ESTRUTURA DE RESTRIÇÃO.....	88
4.2.2	SISTEMA DE APLICAÇÃO DE FORÇA.....	89
4.2.3	SISTEMA DE MEDIÇÃO DAS FORÇAS DE RESTRIÇÃO.....	90
4.2.4	FORNO ELÉTRICO.....	91
4.3	INSTRUMENTAÇÃO.....	93
4.4	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	97
4.4.1	ASPECTOS GERAIS.....	97
4.4.2	POSICIONAMENTO DOS ELEMENTOS.....	98

4.4.3	APLICAÇÃO DA AÇÃO MECÂNICA.....	98
4.4.4	APLICAÇÃO DA AÇÃO TÉRMICA.....	99
4.5	RESULTADOS.....	100
4.5.1	TEMPERATURA NO FORNO.....	100
4.5.2	COMPORTAMENTO TÉRMICO DAS BARRAS.....	101
4.5.2.1	DISTRIBUIÇÃO DA TEMPERATURA NA SEÇÃO.....	101
4.5.2.2	DISTRIBUIÇÃO DA TEMPERATURA AO LONGO DO COMPRIMENTO.....	103
4.5.3	COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DAS BARRAS.....	105
4.5.3.1	DESLOCAMENTOS NOS APOIOS.....	106
4.5.3.2	AValiação DA TEMPERATURA CRÍTICA E DA FORÇA DE COMPRESSÃO RESISTENTE.....	107
4.5.3.3	AValiação DA INFLUÊNCIA DA RESTRIÇÃO À EXPANSÃO TÉRMICA.....	121
4.5.3.4	INFLUÊNCIA DA CONDIÇÃO DE APOIO SOBRE AS CURVAS TEMPERATURA x TEMPO E FORÇA x TEMPERATURA.....	129
4.5.3.5	MODO DE FALHA.....	138
4.5.4	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	141
CAPÍTULO 5 – MODELOS NUMÉRICOS DE ELEMENTOS DE AÇO FORMADO A FRIO: ANÁLISES COMPARATIVAS.....		143
5.1	ELEMENTOS FINITOS UTILIZADOS.....	144
5.1.1	ELEMENTO SOLID 45.....	144
5.1.2	ELEMENTO SOLID 70.....	145
5.1.3	ELEMENTO SURF152.....	145
5.1.4	ELEMENTO LINK10.....	146
5.2	IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS.....	147
5.3	ESTRATÉGIAS NUMÉRICAS ADOTADAS PARA FINS DE ANÁLISE À TEMPERATURA AMBIENTE.....	149
5.3.1	RELAÇÃO CONSTITUTIVA ADOTADA.....	149
5.3.2	MODELOS NUMÉRICOS CONSTRUÍDOS.....	150
5.3.2.1	ELEMENTOS COM SEÇÃO C.....	150
5.3.2.2	ELEMENTOS COM SEÇÃO COMPOSTA.....	150
5.3.3	CONDIÇÕES DE CONTORNO: <i>Vinculação e carregamento</i>	152

5.4	CONSIDERAÇÕES PARA FINS DE ANÁLISES NUMÉRICAS EM TEMPERATURAS ELEVADAS.....	154
5.4.1	ANÁLISE TÉRMICA.....	155
5.4.2	ANÁLISE TERMOESTRUTURAL.....	157
5.5	RESULTADOS.....	160
5.5.1	ANÁLISES À TEMPERATURA AMBIENTE.....	160
5.5.2	ANÁLISES TÉRMICAS.....	161
5.5.3	ANÁLISES TERMOESTRUTURAIS.....	164
5.5.3.1	ANÁLISES COM CAMPO TÉRMICO UNIFORME: <i>Elementos constituídos por perfis de aço formados a frio com extremidades engastadas</i>	164
5.5.3.2	ANÁLISES COM CAMPO TÉRMICO UNIFORME: <i>Elementos constituídos por perfis de aço formados a frio com extremidades rotuladas</i>	169
5.5.3.3	ANÁLISES COM CAMPO TÉRMICO NÃO UNIFORME: <i>Elementos constituídos por perfis de aço formados a frio com extremidades engastadas</i>	173
5.5.3.4	ANÁLISES COM CAMPO TÉRMICO NÃO UNIFORME: <i>Elementos constituídos por perfis de aço formados a frio com extremidades rotuladas</i>	177
5.5.4	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	180

CAPÍTULO 6 – ANÁLISES COMPARATIVAS COM OS MÉTODOS SIMPLIFICADOS DE CÁLCULO.....183

6.1	COMENTÁRIOS GERAIS.....	183
6.2	PROCEDIMENTOS À TEMPERATURA AMBIENTE.....	184
6.2.1	MÉTODO SIMPLIFICADO DE CÁLCULO – ABNT NBR 14762.....	184
6.2.2	MÉTODO SIMPLIFICADO DE CÁLCULO – EUROCODE 3 PARTE 1.3...185	185
6.3	PROCEDIMENTOS EM TEMPERATURAS ELEVADAS.....	187
6.3.1	MÉTODO SIMPLIFICADO DE CÁLCULO – ABNT NBR 14323.....	188
6.3.1.1	SOBRE A AVALIAÇÃO DO COMPRIMENTO EFETIVO EM TEMPERATURAS ELEVADAS.....	197
6.3.2	MÉTODO SIMPLIFICADO DE CÁLCULO – EUROCODE 3 PARTE 1.3...202	202
6.3.3	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	207

CAPÍTULO 7 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	209
7.1 CONCLUSÕES.....	209
7.2 CONCLUSÕES SOBRE O ESTUDO EXPERIMENTAL.....	210
7.3 CONCLUSÕES SOBRE O ESTUDO NUMÉRICO.....	211
7.4 CONCLUSÕES SOBRE O ESTUDO NORMATIVO.....	214
7.5 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	216
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	219
APÊNDICE A – TEMPERATURA NA SEÇÃO TRANSVERSAL DOS ELEMENTOS.....	225
APÊNDICE B – TEMPERATURA AO LONGO DO COMPRIMENTO DOS ELEMENTOS.....	255
APÊNDICE C – DESLOCAMENTOS NO APARELHO DE APOIO.....	261
APÊNDICE D – CONFIGURAÇÕES DEFORMADAS DOS ELEMENTOS AO TÉRMINO DOS ENSAIOS.....	273
APÊNDICE E – MÉTODO SIMPLIFICADO DE CÁLCULO DA ABNT NBR 14762:2010 E DO EUROCODE 3 PARTE 1.3(2006).....	285

INTRODUÇÃO

O estudo dos elementos de aço formados a frio é tema de grande importância no contexto da construção em aço mundial, devido à aplicação crescente desses nas estruturas civis como elementos principais ou secundários. Em geral, esses elementos possuem maior relação inércia/peso se comparados aos conhecidos elementos pesados (compostos por perfis laminados a quente), fato que confere vantagens do ponto de vista de engenharia e de mercado, como, por exemplo, adequada capacidade resistente ainda que com menor consumo de material, bem como a viabilização de transporte e de equipamentos de montagem das estruturas com menores capacidades de carga.

Como consequência da diversidade da utilização dos elementos de aço formados a frio na construção civil, algumas estruturas de aço construídas com esses elementos necessitarão preencher requisitos mínimos quando da análise de seu desempenho (resistência, deformabilidade, capacidade portante, etc.) quando submetidos a temperaturas elevadas. Em outras palavras, para um determinado número de obras projetadas com elementos de aço formados a frio, a verificação estrutural à temperatura ambiente permanece como condição necessária, mas não suficiente para garantir segurança estrutural.

O comportamento à temperatura ambiente dos elementos de aço formados a frio tem sido sistematicamente investigado há um bom tempo. Aspectos de grande relevância para esses elementos, como, por exemplo, os fenômenos de instabilidade dos tipos local e por distorção, são razoavelmente conhecidos à temperatura ambiente, reflexo da grande quantidade de pesquisas já desenvolvidas e em desenvolvimento, com o objetivo de aprimorar esse conhecimento. Por outro lado, pesquisas realizadas sobre os elementos de aço formados a frio em temperaturas elevadas são bastante recentes, fato que contribui para que o comportamento desses elementos estruturais em situação de incêndio seja pouco conhecido.

No que se refere ao desempenho térmico desses elementos, sabe-se que a elevada condutividade térmica do aço e os elevados *fatores de massividade* (relação entre o perímetro exposto ao fogo e a área total da seção transversal, em caso de seções prismáticas) dos elementos de aço formados a frio conduzem ao rápido aquecimento dos mesmos, penalizando fortemente as propriedades mecânicas do aço e seu módulo de elasticidade e, conseqüentemente, reduzindo o tempo de resistência ao fogo dos elementos estruturais.

Uma opção apresentada na literatura para aumentar o tempo da capacidade portante em temperaturas elevadas dos elementos de aço formados a frio, se volta à aplicação de materiais de *revestimento contra o fogo*, ou seja, materiais utilizados para melhorar o desempenho térmico dos elementos estruturais, retardando seu aquecimento e conseqüente degradação das propriedades mecânicas do material que compõe os mesmos. Como exemplo desses materiais pode-se citar o concreto, a placa de gesso resistente ao fogo, as tintas intumescentes, a vermiculita, as fibras minerais (lã de vidro, lã de rocha, etc.) e mantas (fibras cerâmicas e lã de rocha).

Entretanto, embora essa seja uma solução tecnicamente possível, pode não ser viável do ponto de vista econômico. Conforme destacado em KAITILA (2002), para proteger a estrutura da excessiva elevação do calor durante o incêndio, os atuais métodos de cálculo muitas vezes requerem o uso de materiais de revestimento contra o fogo a um custo elevado, encarecendo os projetos. Nesse sentido, os estudos sobre elementos de aço formados a frio em situação de incêndio têm concentrado mais esforços na melhor compreensão do comportamento estrutural a altas temperaturas desses elementos sem revestimento contra o fogo.

A União Europeia, durante as últimas quatro décadas, tem investido esforços para desenvolver e uniformizar procedimentos de cálculo e projeto. Como resultado desse trabalho, desde 1990 e a cargo da Comissão Técnica CEN/TC 250 da CEN (Comissão Europeia de Normalização) surgiu um conjunto de normas europeias, denominado Eurocodes.

Dentre o conjunto de procedimentos normativos do Eurocode, o Eurocode 3 é aquele que se refere ao projeto de estruturas de aço. Esse documento está dividido em seis partes, a saber, (1) EN 1993-1: regras e disposições gerais para edifícios, (2) EN 1993-2: Pontes, (3) EN 1993-3: Torres, mastros e chaminés, (4) EN 1993-4: Depósitos,

silos e oleodutos, (5) EN 1993-5: Estacas e (6) EN 1993-6: Estruturas de aparelhos de elevação.

A parte 1 do Eurocode 3 (EN 1993-1): regras e disposições gerais para edifícios, por sua vez, está dividida em 12 sub-partes, dentre as quais a sub-parte 1.2, EN 1993-1.2, referente à determinação da resistência ao fogo de elementos estruturais de aço, bem como a sub-parte 1.3, EN 1993-1.3, referente aos elementos de chapas finas e formados a frio. Entretanto os procedimentos simplificados apresentados na sub-parte 1.2 (EN 1993-1.2) são voltados para os elementos pesados, enquanto os procedimentos apresentados na sub-parte 1.3 (EN 1993-1.3) são aplicáveis apenas para análises à temperatura ambiente.

Com o passar do tempo os Eurocodes foram ganhando espaço não apenas dentro, mas também fora da comunidade europeia. O uso de seus procedimentos tem ultrapassado os limites de fronteira da Europa e servido de base para procedimentos que têm surgido em outros países. No que se refere ao dimensionamento de estruturas sob ação do fogo a influência dos Eurocodes chegou ao Brasil, por exemplo, com a publicação da ABNT NBR 14323:1999, desenvolvida seguindo de maneira geral a filosofia da norma europeia EN 1993-1-2. No âmbito das temperaturas elevadas, a ABNT NBR 14323:1999, atualmente em revisão, pode ser considerado o documento com avanço mais expressivo quanto ao dimensionamento de estruturas de aço e mistas de aço e concreto em situação de incêndio no Brasil.

Contudo, na versão de 1999, o método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 era voltado especificamente para os elementos de aço pesados (laminados e soldados) e, dentro de certas limitações, podia ser utilizado para os elementos de aço formados a frio. Assim sendo, durante o processo de revisão da ABNT NBR 14323:1999, buscou-se estabelecer um método de cálculo simplificado para o dimensionamento dos elementos de aço formados a frio. Nesse sentido, o projeto de revisão da ABNT NBR 14323:1999, já disponibiliza um método de cálculo simplificado aplicável aos elementos de aço formados a frio.

Atualmente muitas pesquisas são realizadas no intuito de estabelecer um procedimento de cálculo simplificado para os elementos de aço formados a frio em temperaturas elevadas. O método de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 tem sido um dos principais objetos de estudo dessas pesquisas, onde algumas comparações com resultados experimentais são feitas, a exemplo das investigações que têm sido realizadas

para verificar se os procedimentos de cálculo destinados aos elementos de aço formados a frio, submetidos à compressão, à temperatura ambiente, podem ser modificados para levar em consideração as alterações ocorridas na resistência e rigidez em temperaturas elevadas.

Por sua vez, o método de cálculo simplificado aplicável aos elementos de aço formados a frio disponibilizado no projeto de revisão da ABNT NBR 14323:1999, cuja versão mais atual até o presente momento é a de agosto de 2012, necessita que a representatividade dos resultados obtidos por tal procedimento no que se refere à força de compressão resistente de elementos de aço formados a frio seja avaliada.

Nesse contexto, pesquisas têm sido desenvolvidas com elementos de aço formados a frio em situação de incêndio a fim de solidarizar o conhecimento prático e teórico sobre o tema, visando, dentre outros objetivos, melhorias nos procedimentos normativos de cálculo.

Vale destacar que o trabalho aqui proposto vem na sequência daquele desenvolvido em nível de mestrado e apresentado em ALMEIDA (2007), com vistas a estabelecer a continuidade do estudo realizado sobre o comportamento de elementos de aço formados a frio, comprimidos, à temperatura ambiente, passando agora, para a avaliação do comportamento desses elementos no âmbito das temperaturas elevadas.

Outrossim, o presente trabalho foi desenvolvido em regime de co-tutela por meio da cooperação entre as Universidades de Coimbra (UC) e de São Paulo (EESC/USP) conforme aspectos abordados no ítem 1.1.

1.1 SOBRE O DESENVOLVIMENTO DA CO-TUTELA

1.1.1 Aspectos gerais

O autor do presente trabalho realizou estágio de um ano na Faculdade de Ciência e Tecnologia da Universidade de Coimbra por meio do desenvolvimento de um doutorado sanduíche, com supervisão do professor João Paulo Correia Rodrigues, financiado pelo CNPq, com bolsa SWE com processo de número 200863/2010-0.

A princípio o objetivo do estágio realizado na Universidade de Coimbra era acompanhar alguns ensaios a serem realizados por outros pesquisadores durante o

período do estágio, e assim ganhar experiência sobre operação de fornos utilizados para ensaios de resistência a temperaturas elevadas de elementos estruturais fabricados com aço formado a frio.

Entretanto, no decorrer dos contatos realizados entre o autor do presente trabalho e o professor João Paulo Correia Rodrigues, surgiu como oportunidade desenvolver um programa experimental por completo no período do estágio, com a realização de ensaios nas instalações do Laboratório de Ensaio de Estruturas e Materiais da Universidade de Coimbra. Nessa altura surgiu também a oportunidade de desenvolver este trabalho de investigação em regime de co-tutela, visando à dupla titulação. Para tanto, foram realizados os processos e atividades inerentes ao desenvolvimento do trabalho de doutorado em regime co-tutela.

O estágio realizado na Universidade de Coimbra (UC), sob a orientação do Professor João Paulo Correia Rodrigues, foi fundamental para a viabilização e desenvolvimento do programa experimental do presente trabalho e, mais ainda, na aquisição de experiência experimental quando da investigação do comportamento de pilares de aço formados a frio a altas temperaturas.

A participação do autor do presente trabalho no grupo de Engenharia de Segurança ao Incêndio da UC, coordenado pelo professor João Paulo Correia Rodrigues, direcionou de forma mais consistente o desenvolvimento do programa experimental em pilares de aço formados a frio em altas temperaturas do presente trabalho de doutorado.

Outrossim, o estágio possibilitou o desenvolvimento do presente trabalho de doutorado em regime de co-tutela por meio da cooperação entre as Universidades de São Paulo (USP) e Universidade de Coimbra (UC). Havia uma série de requisitos necessários para que o presente estágio se enquadrasse nos moldes do regime de co-tutela e nesse sentido o estágio foi fundamental, pois permitiu que todas as etapas necessárias fossem cumpridas.

1.1.2 Enquadramento da Co-tutela

No Brasil, as linhas de pesquisa voltadas ao estudo de estruturas em situação de incêndio são recentes, porém crescentes. Majoritariamente as investigações nacionais desenvolvidas até o presente momento são de cunho numérico. A escassez de fornos

para a realização de ensaios de elementos estruturais em temperaturas elevadas é apontada como aspecto principal para a concentração de pesquisas no âmbito numérico.

A carência de investigadores capacitados para trabalhar na área, bem como a limitação financeira de algumas instituições superiores de ensino também são apontados como aspectos relevantes para tal cenário. A não existência, até então, de grupos de pesquisa ou parcerias, dificultava de certo modo a concessão de verbas para projetos mais arrojados contemplando a construção de fornos para pesquisa, limitando o campo de atuação de cada grupo isolado ao âmbito numérico.

Buscando vencer tais obstáculos, integrantes de duas Universidades no Brasil, Universidade de São Paulo (USP) e Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP), viabilizaram a aquisição e instalação de um forno na Escola de Engenharia de São Carlos, por meio de Projeto Temático financiando pela Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP) com processo 2006/06742-5 e intitulado *SEGURANÇA DAS ESTRUTURAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO*. Inicialmente, o forno subsidiará as pesquisas desenvolvidas no contexto do próprio projeto, mas posteriormente poderá (ou mesmo deverá) ser utilizado para o desenvolvimento de pesquisas conjuntas. Nesse sentido era interessante adquirir experiência quanto à operação de fornos para ensaio de elementos estruturais, bem como sobre a instrumentação dos elementos. Ao que se sabe, a experiência brasileira na operação de tais fornos é emergente e poucos são os profissionais capacitados a operá-los.

Nesse contexto, a realização de parte do programa de doutorado na Universidade de Coimbra, a saber, o programa experimental apresentado no capítulo 4, sob a co-orientação do Professor João Paulo Correia Rodrigues, contribuiu fundamentalmente na compreensão do funcionamento e operação de fornos para pesquisa de elementos estruturais em temperaturas elevadas, bem como assuntos correlatos tais como, instrumentação dos elementos, aquisição de dados e análises dos resultados. Dessa forma, por meio deste estágio na Universidade de Coimbra foi possível adquirir experiência quanto ao uso desta modalidade de forno, de modo que Brasil e Portugal busquem juntamente soluções para o tema em questão.

É interessante ressaltar que, durante o período do estágio, um Doutorado intitulado, *Comportamento ao Fogo de Vigas de Aço Enformado a Frio*, estava sendo desenvolvido pelo engenheiro Luís Miguel dos Santos Laím, sobre a orientação do professor João Paulo Correia Rodrigues. Esse Doutorado contemplava dentre outros

aspectos (i) a avaliação experimental do comportamento ao fogo de vigas de aço formadas a frio, (ii) comparação dos resultados obtidos nos ensaios experimentais com os de simulações numéricas com recursos do programa de elementos finitos ABAQUS e (iii) proposição de métodos simplificados de cálculo para dimensionamento ao fogo de elementos de aço formados a frio (vigas).

O Professor João Paulo Correia Rodrigues é representante nacional (português) em várias comissões científicas na área do fogo destacando-se as comissões diretamente relacionadas com o tema deste projeto, o TC 3 – Fire da ECCS – European Convention for Constructional Steelwork, o W014-Fire do CIB - International Council for Research and Innovation in Building and Construction e o Cominté ISO/TC 092/SC 04 - Fire Safety Engineering da ISO – International Organization for Standardization.

Além disso, durante o desenvolvimento do estágio, o Professor João Paulo Correia Rodrigues e sua equipe de investigação tinham em curso alguns projetos de cooperação científica, a saber, um projeto de cooperação científica com o BAM – Bundesanstalt für Materialforschung – und prüfung, em Berlim-Alemanha e dois projetos Europeus financiados pela União Europeia, o ROBUSTFIRE na área da robustez ao fogo de elementos construtivos de parques de estacionamento em aço, o COMPFIRE na área das ligações compósitas (mistas) sujeitas ao fogo. Nesses projetos a Universidade de Coimbra trabalhou em parceria com várias instituições Europeias como a Universidade de Liège, da Bélgica, o Imperial College, do Reino Unido e o CTICM – Centre Technique Industriel de la Construction Métallique, da França, entre outras. Para além desses, tinha ainda um projeto nacional em curso financiado pela Fundação para a Ciência e Tecnologia (FCT), o FIRECOLUMN na área dos pilares de aço e mistos de aço e concreto sujeitos ao fogo.

Portanto, o estágio na Universidade de Coimbra propiciou o aprendizado e troca de informações com um centro de pesquisa conceituado, em especial sobre análises experimentais, relacionados aos elementos de aço formados a frio em situação de incêndio.

1.2 OBJETIVOS DO TRABALHO

1.2.1 Objetivo geral

O presente trabalho buscou desenvolver análises de caráter exploratório, em campo experimental e em contexto numérico, com vistas a abordar o comportamento estrutural de elementos de aço formados a frio submetidos à compressão axial, investigando a resposta estrutural e mecanismos de colapso em temperaturas elevadas, com vistas à avaliação da representatividade do uso do método de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 (2006) para fins de dimensionamento de elementos de aço formados a frio submetidos à compressão em temperaturas elevadas, bem como do procedimento simplificado de dimensionamento proposto na revisão da norma brasileira, ABNT NBR 14323:1999.

1.2.2 Objetivos específicos

- Avaliar experimentalmente o comportamento de elementos de aço formados a frio comprimidos quando submetidos a temperaturas elevadas;
- Aferir modelos numéricos mediante resultados experimentais para fins de estabelecimento de um modelo numérico de elementos de aço formado a frio comprimidos a temperaturas elevadas em que se considere restrição ao alongamento térmico;
- Avaliar a representatividade do método de cálculo simplificado apresentado na ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão) para o dimensionamento de elementos de aço formados a frio comprimidos a altas temperaturas por meio da comparação entre os resultados fornecidos por esse e resultados experimentais;
- Comparar os resultados experimentais a temperaturas elevadas e o procedimento de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 (2006) para elementos de aço formados a frio submetidos à compressão à temperatura ambiente,

para a verificação da adequabilidade desse procedimento para o dimensionamento a temperaturas elevadas;

- Desenvolver o ramo do conhecimento em questão para melhor avaliar o desempenho estrutural de sistemas estruturais que utilizem elementos de aço formados a frio em temperaturas elevadas.

1.3 JUSTIFICATIVA

A necessidade de avaliar a segurança estrutural em situação de incêndio de sistemas estruturais compostos por elementos de aço formados a frio foi a principal motivação para o desenvolvimento do presente trabalho de pesquisa. Os sistemas estruturais compostos por perfis formados a frio apresentam uma série de vantagens técnicas e econômicas frente àqueles compostos pelos usuais perfis pesados (laminados a quente), o que aumentou sua inserção na construção civil. Em decorrência do crescente uso dos perfis formados a frio houve uma diversificação das obras quanto à utilização das mesmas. Nesse sentido, surgiu a necessidade de investigar a segurança contra incêndio de alguns sistemas estruturais compostos por elementos de aço formados a frio.

A literatura técnica referente ao comportamento a temperaturas elevadas de elementos estruturais de aço formados a frio encontra-se em fase de desenvolvimento e, nesse sentido, existem poucos estudos teóricos sobre o tema com validação por meio de resultados experimentais. Muitas pesquisas têm sido realizadas no intuito de estabelecer um procedimento de cálculo simplificado para os elementos de aço formados a frio em temperaturas elevadas, tomando como base os métodos simplificados de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 (2006) e Eurocode 3 parte 1.2 (2005) e carecem de resultados experimentais para validarem suas propostas.

Por sua vez, os procedimentos normativos brasileiros existentes foram recentemente propostos e carecem da contribuição dos pesquisadores para que os mesmos sejam avaliados. A norma Brasileira ABNT NBR 14323:1999, no seu projeto de revisão, tanto permite o dimensionamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formado a frio por meio de métodos avançados de cálculo como já prescreve

métodos de cálculo simplificados para esses elementos os quais necessitam de ser avaliados.

O comportamento de elementos de aço formados a frio a temperaturas elevadas já vem sendo investigado pelo grupo de pesquisa da UC. Alguns trabalhos teóricos, numéricos e principalmente experimentais em níveis de mestrado e doutorado, foram e continuam sendo desenvolvidos. De maneira geral, a área de investigação de Segurança das Estruturas Contra Incêndio da UC está bem consolidada e tem avançado para as investigações dos elementos de aço formados a frio. O produto do trabalho desse grupo pode ser verificado por meio dos trabalhos já publicados em congressos e revistas científicas.

O estudo do comportamento de elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto em temperaturas elevadas constitui uma linha de pesquisa na área de Estruturas Metálicas da EESC/USP e o grupo de pesquisa da área vem se consolidando com o tempo. Vários trabalhos teóricos e numéricos, em níveis de mestrado e doutorado, foram e continuam sendo desenvolvidos visando melhor entender o comportamento em temperaturas elevadas de elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto. A área de investigação de Segurança das Estruturas Contra Incêndio da EESC/USP vem crescendo nos últimos anos.

O presente trabalho vem na forma de uma sequência dos estudos realizados dentro dos grupos de pesquisas dos Departamentos de Engenharia Civil da UC e de Engenharia de Estruturas da EESC/USP sobre elementos de aço formados a frio em temperaturas elevadas.

1.4 METODOLOGIA

1.4.1 Aspectos gerais

O trabalho é composto de investigação experimental e análises numéricas de caráter exploratório, bem como de avaliação de procedimentos normativos.

Nesse sentido foi realizada uma pesquisa bibliográfica sobre trabalhos e pesquisas publicadas referentes ao tema em questão, bem como sobre principais códigos

e procedimentos normativos nacionais e internacionais referentes ao dimensionamento de elementos de aço formados a frio comprimidos submetidos a temperaturas elevadas.

Na sequência foram realizadas análises numéricas em elementos de aço formados a frio comprimidos à temperatura ambiente e sob altas temperaturas.

É interessante destacar que o objetivo geral dessas análises foi a obtenção de modelos numéricos aferidos por resultados experimentais para fins de comparação entre os resultados numéricos inerentes, estritamente, aos casos investigados no programa experimental e aqueles obtidos por meio dos procedimentos normativos.

As análises numéricas foram divididas em duas etapas denominadas de caráter preliminar e de caráter aferidor. Nessa altura foram realizadas análises numéricas de caráter preliminar, cujo objetivo específico foi ganhar experiência quanto às peculiaridades da estratégia de modelagem numérica de elementos de aço formados a frio comprimidos a temperaturas elevadas, uma vez que nessa etapa os modelos numéricos ainda não haviam sido calibrados por resultados experimentais.

Em seguida foi desenvolvido um programa experimental que consistiu da avaliação da força de compressão resistente a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio com seções usuais na prática da engenharia.

No sentido de estabelecer um modelo numérico consistente para avaliação do comportamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio comprimidos, foram realizadas novas análises numéricas de caráter aferidor, onde os resultados obtidos numericamente foram comparados aos resultados dos ensaios realizados. A calibração dos modelos numéricos se fez com base nos valores da *resistência ao fogo* e *temperatura crítica*, bem como nas relações *temperatura vs tempo* e *força vs tempo*.

Por fim, foi realizado um estudo comparativo utilizando resultados experimentais e resultados obtidos por meio dos procedimentos normativos. Nessa etapa, as forças de compressão resistentes obtidas experimentalmente foram utilizadas para avaliar o método simplificado de cálculo da ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão) referente ao dimensionamento de elementos de aço formados a frio comprimidos. Da mesma maneira, foi avaliada a possibilidade de utilizar o método simplificado de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 (2006) para o dimensionamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio, considerando os efeitos da

temperatura por meio de fatores de redução da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade do Eurocode 3 parte 1.2 (2005).

1.4.2 Divisão das atividades

Conforme mencionado anteriormente, o presente trabalho foi desenvolvido em regime de co-tutela. Nesse sentido, as atividades realizadas foram divididas entre a Universidade de São Paulo (EESC/USP) e a Universidade de Coimbra (UC). Em resumo, as atividades se dividiram em: realização de disciplinas, revisão bibliográfica, ensaios experimentais e análises numéricas de caráter exploratório, análise e discussão dos resultados e publicações.

Atendendo às exigências de ambas Universidades foram realizadas disciplinas na Universidade de São Paulo (EESC/USP) e na Universidade de Coimbra (FCTUC), como requisito para a titulação de Doutor em Engenharia de Estruturas e Doutor em Engenharia de Segurança ao Incêndio, respectivamente.

Tendo em vista os aspectos anteriormente ressaltados no item 1.1.2, o programa experimental foi programado para ser realizado nas instalações da Universidade de Coimbra. Em resumo, a experiência Brasileira na operação de fornos para investigação experimental de elementos estruturais é emergente. Por outro lado, muitos trabalhos nessa linha de pesquisa já foram desenvolvidos na Universidade de Coimbra.

Uma vez que o presente trabalho representa uma sequência do trabalho de investigação desenvolvido pelo autor do presente trabalho em seu mestrado, o qual está apresentado em ALMEIDA (2007), onde foi realizada uma investigação numérica sobre a força de compressão resistente de perfis de aço formados a frio em temperatura ambiente, as análises numéricas foram realizadas integralmente nas instalações da Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo.

A análise e discussão dos resultados experimentais e numéricos bem como a comparação desses com os métodos simplificados de cálculo prescritos pelas normas Eurocode 3 - parte 1.3 (2006) e ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão) foram realizados na Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo devido ao fim do prazo de vigência do seu estágio na Universidade de Coimbra.

1.5 APRESENTAÇÃO DO TRABALHO

A tese está disposta em 7 capítulos, procurando respeitar uma sequência que se julgou adequada para o melhor entendimento da pesquisa desenvolvida.

O *capítulo 1* compreende um comentário geral sobre os elementos de aço formados a frio a altas temperaturas, com ênfase na necessidade de investigações para melhor compreender o comportamento dos elementos e sistemas estruturais em situação de incêndio. Apresenta um comentário conciso sobre os cenários Brasileiro e Europeu atuais, no que se refere aos documentos normativos existentes para o dimensionamento dos elementos de aço formados a frio em temperatura ambiente e sob altas temperaturas. Outrossim, apresenta os aspectos referentes ao processo de co-tutela com vistas à dupla titulação, realizado no presente trabalho.

No *capítulo 2* é apresentado um panorama geral sobre a análise de estruturas de aço a altas temperaturas. Outrossim, abordam-se sucintamente aspectos de interesse aos estudos experimentais, métodos simplificados de cálculo, estudos numéricos e modelos avançados de cálculo.

No *capítulo 3* são abordados os principais aspectos inerentes aos elementos de aço formados a frio comprimidos a altas temperaturas no âmbito das investigações experimentais, das análises numéricas e dos aspectos normativos. Apresenta-se uma relação de trabalhos experimentais, numéricos e normativos realizados sobre elementos de aço formados a frio submetidos à compressão. Por fim aborda de forma sucinta aspectos de interesse sobre códigos de cálculo referentes ao dimensionamento de elementos de aço formados a frio à temperatura ambiente e em temperaturas elevadas.

No *capítulo 4* estão apresentados os resultados da investigação experimental realizada no presente trabalho sobre o comportamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio submetidos à compressão. Em resumo, são apresentados nesse capítulo os campos térmicos obtidos experimentalmente na seção transversal e ao longo do comprimento dos elementos investigados. Outrossim, apresentam-se as forças de compressão resistente alcançadas por cada elemento bem como os resultados da avaliação realizada sobre o comportamento pós-crítico dos elementos investigados.

No *capítulo 5* são apresentados os resultados da investigação numérica sobre o comportamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio submetidos à compressão com restrição ao alongamento térmico. Primeiramente apresentam-se os resultados da avaliação realizada sobre a eficiência em temperatura ambiente, dos modelos numéricos construídos. Em seguida apresentam-se os resultados da eficiência da estratégia de modelagem numérica utilizada para simular a restrição ao alongamento térmico em elementos comprimidos. Por fim, apresentam-se as comparações realizadas entre os resultados numéricos e experimentais referentes à força de compressão resistente, resistência ao fogo e temperatura crítica.

No *capítulo 6* são apresentados os aspectos de interesse referentes à avaliação da eficiência do método de cálculo simplificado proposto no texto de revisão da ABNT NBR 14323:2011 em prescrever a força de compressão resistente a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio. Também são apresentados os resultados das investigações realizadas para avaliar a viabilidade de utilizar o método de cálculo simplificado do Eurocode 3 parte 1.3 (2006) juntamente com o uso dos fatores de redução do Eurocode 3 parte 1.2 para o dimensionamento em temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio comprimidos.

No *capítulo 7* são apresentadas as conclusões do trabalho bem como sugestões para trabalhos futuros.

2.1 COMENTÁRIOS GERAIS

Estruturas de aço em geral estão numa posição vantajosa no que diz respeito ao beneficiar-se dos avanços da Engenharia de Segurança ao Incêndio. Acontece que o aço é um material cujo comportamento mecânico é de certa forma bem definido, apresentando pouca variabilidade quanto às suas propriedades físicas à temperatura ambiente, conforme mencionado em WANG (2002). Some a esse aspecto, a capacidade das estruturas de aço em redistribuir esforços de elementos que perderam sua capacidade portante para outros elementos estruturais mais resistentes devido à ductilidade do material.

Embora o grau de redundância estrutural seja uma característica do sistema estrutural, portanto, independente do material (aço, madeira ou concreto), pode ser mais eficientemente explorado em estruturas compostas por materiais dúcteis. Nesse sentido, o grau de redundância estrutural é cotado como uma vantagem para as estruturas de aço.

Portanto, conforme destacado na referência supracitada, com melhoras na compreensão científica do comportamento desse material quando submetido a temperaturas elevadas e seu impacto sobre as estruturas metálicas, é possível delinear métodos de cálculo e procedimentos construtivos para fazer o projeto e a construção de estruturas metálicas de forma mais segura e econômica.

Segue um breve relato sobre aspectos que também merecem atenção quando da realização de estudos e investigações em elementos de aço formados a frio submetidos a temperaturas elevadas.

2.2 ESTUDOS EXPERIMENTAIS

Os avanços no entendimento do fenômeno do incêndio permitiram o desenvolvimento de muitas ferramentas analíticas e numéricas para investigar o desempenho das estruturas nessa condição. A avaliação do desempenho estrutural em situação de incêndio tem três componentes essenciais, a saber, o modelo do incêndio, os modelos dos mecanismos de transferência de calor e o modelo mecânico da estrutura.

Portanto, é importante que as ferramentas analíticas ou numéricas utilizadas para modelar o incêndio, a transferência de calor e o modelo mecânico, tenham capacidade de representar de forma consistente o comportamento de uma estrutura sob a ação do fogo. Para tanto, é necessário que sejam feitas validações dessas ferramentas por meio de resultados experimentais.

2.2.1 Sobre ensaios em estruturas completas

A resistência ao fogo de qualquer elemento estrutural depende, dentre outros fatores, da severidade do incêndio, do material, geometria, condições de vinculação, restrição à expansão térmica imposta pelos elementos circundantes e carregamento, conforme mencionado em BUCHANAN (2002). Sendo assim, fica claro que, ensaios realizados na estrutura completa são de largo preferíveis. Contudo, para a realização de ensaios desse porte, existem dentre outras limitações as de custo pecuniário, laboratorial e de mão de obra especializada.

Uma das vantagens de realizar tais ensaios é a consideração da continuidade do sistema estrutural. Devido ao grau de hiperstaticidade de um sistema estrutural (redundância estrutural) e as capacidades de mobilização da resistência plástica e desenvolvimento de grandes rotações da seção transversal de alguns elementos estruturais, o colapso de uma estrutura não necessariamente é definido pelo colapso do elemento estrutural ou mesmo de parte da estrutura. Conforme registros de incêndios ocorridos, houve casos de estruturas que foram acometidas por incêndios em que alguns de seus elementos perderam a capacidade portante, entretanto essas estruturas não colapsaram. Logo, entende-se que a estabilidade de um sistema estrutural é uma função de múltiplas variáveis onde a estabilidade dos elementos estruturais é apenas uma delas. A figura 2.1 mostra o exemplo do edifício alto de escritórios, com 56 andares, em

Caracas, Venezuela, o qual em outubro de 2004 foi acometido de um incêndio que perdurou por mais de 17 horas e se alastrou por 26 andares. Dois andares desabaram, mas os andares subjacentes não, e o prédio ficou em pé.



Figura 2.1 – Edifício alto de escritórios com 56 andares em Caracas sob incêndio
Fonte: http://www.serendipity.li/wot/other_fires/other_fires.htm (acessado em 2010)

Tendo em vista o crescente interesse no cálculo da resistência ao fogo por meio de modelos avançados de cálculo a um nível de refinamento mais elevado, os ensaios em estruturas completas constituem-se importantes. Para avaliar a eficiência de modelos avançados de cálculo desse porte, é necessário ter resultados experimentais sobre o desenvolvimento do comportamento global de um sistema estrutural. Vale lembrar que por meio desses modelos numéricos é possível investigar o colapso progressivo de uma estrutura, informação essa de grande interesse para a engenharia de segurança ao incêndio.

2.2.2 Sobre ensaios em elementos isolados

Devido às limitações técnicas, científicas e econômicas para realizar ensaios em estruturas completas, durante muito tempo os experimentos foram realizados em elementos isolados ou mesmo em pequenas subestruturas. Atualmente existe uma quantidade razoável de resultados experimentais de elementos estruturais, onde os ensaios de verificação de resistência ao incêndio-padrão são os mais comuns. As principais curvas de aquecimento utilizadas na realização de tais ensaios são a ISO 834 (1999) e ASTM E119 (2000). As equações 2.1 e 2.2 mostram as relações temperatura vs tempo das curvas de aquecimento ISO 834 (1999) e ASTM 119 (2000) respectivamente, onde θ_g , para ambas as curvas, é a temperatura dos gases do ambiente em chamas (em °C) e t representa o tempo em minutos para a curva ISO 834 e t_h o tempo em horas para a curva ASTM 119. Vale lembrar que a relação temperatura tempo da ASTM 119 é definida por um número discreto de pontos e disponibilizada em forma de tabela. A equação 2.2 é uma curva que ajusta de forma satisfatória a relação temperatura tempo da ASTM 119. A figura 2.2 mostra a comparação entre as curvas ISO 834 e ASTM 119.

$$\theta_g = 345(8t + 1) + 20 \quad (2.1)$$

$$\theta_g = 750\left(1 - e^{-3,79553\sqrt{t_h}}\right) + 170,41\sqrt{t_h} + 20 \quad (2.2)$$

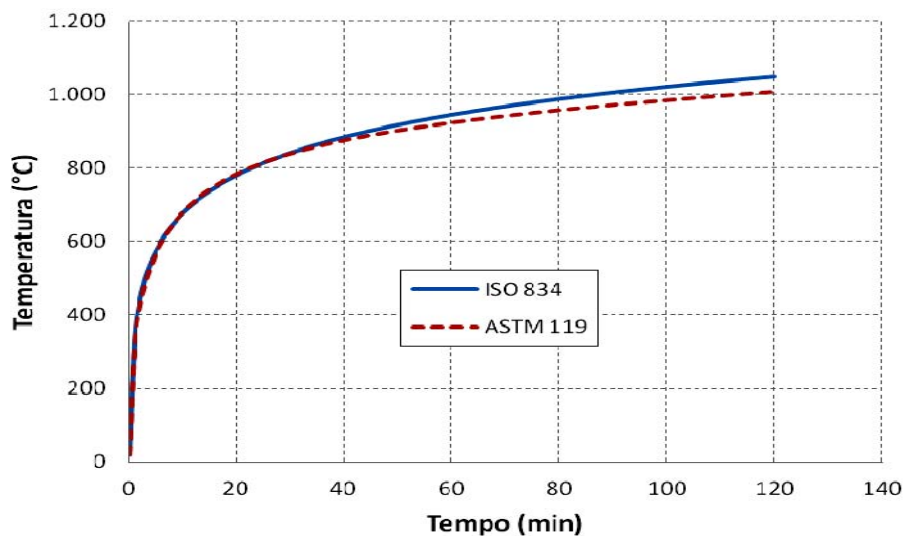


Figura 2.2 – Curvas de aquecimento dos gases: ISO 834 (1999) e ASTM 119 (2000)

Muitas críticas são feitas à verificação da resistência a um incêndio-padrão. Contudo, quando se idealizou essa metodologia, há muito já se sabia que a mesma apresentava limitações. Não obstante, para a finalidade a qual foi idealizado, a saber, comparação relativa entre o desempenho de diferentes elementos estruturais, o incêndio-padrão cumpriu o seu dever. Além disso, o mesmo tem-se mostrado eficiente para a verificação da integridade e capacidade de isolamento térmica de elementos não estruturais.

Segundo WANG (2002), embora o incêndio-padrão seja uma simplificação para o modelo de um incêndio real, muito conhecimento sobre o comportamento de estruturas de aço em temperaturas elevadas foi alcançado por meio de ensaios realizados com esse modelo. Portanto, o mesmo ainda tem sido utilizado para fins de pesquisa de estruturas em situação de incêndio.

O interessante é que se conheçam as limitações do ensaio de resistência ao incêndio-padrão e com isso seja possível avaliar se atende às necessidades das investigações a serem realizadas. Muito embora seja consenso no meio técnico e científico que o dimensionamento realizado com base no desempenho a cenários de incêndios reais é o ideal, pode levar anos para que se tenha um número satisfatório de ensaios em estruturas completas e subestruturas em escala real. Informações inerentes aos modelos de incêndio real e de incêndio padrão podem ser encontradas em SILVA (2001), BUCHANAN (2002) e FRANSSEN e VILA REAL, (2010).

Em geral, os ensaios em elementos isolados não consideram a interação entre os elementos do sistema estrutural. Ao mesmo tempo, não são capazes de representar fielmente as condições de vinculação e restrições à expansão térmica. Em WANG (2002) é realizada uma análise crítica do método do incêndio-padrão onde se ressalta que as condições de vínculo nesses ensaios são, na grande maioria, articuladas, portanto a rigidez das ligações não é avaliada. Outrossim, destaca-se que em geral, os fornos são construídos por empresas que necessitam apenas de certificar que seus produtos atendem a determinadas condições exigidas. Portanto limita, por exemplo, as dimensões das peças ensaiadas bem como o tempo de exposição ao fogo.

Em contrapartida às suas limitações, os ensaios em elementos isolados podem desenvolver papel relevante no que se refere ao estudo do comportamento local dos elementos estruturais. Muitas vezes é preciso obter um bom nível de detalhamento nas informações tanto em quantidade como qualidade a fim de caracterizar e esmiuçar bem

algum efeito localizado. Não seria racional, por exemplo, investigar a perda de estabilidade local de uma chapa que compõe um perfil, por meio de ensaios em estruturas completas. A figura 2.3 mostra fotos de ensaios realizados em FENG at al (2003c) onde se empregou ensaios de elementos isolados investigando, de forma mais detalhada, modos de falha de elementos de aço formados a frio a temperaturas elevadas. Foram realizados 52 ensaios em barras curtas para vários valores de temperatura.

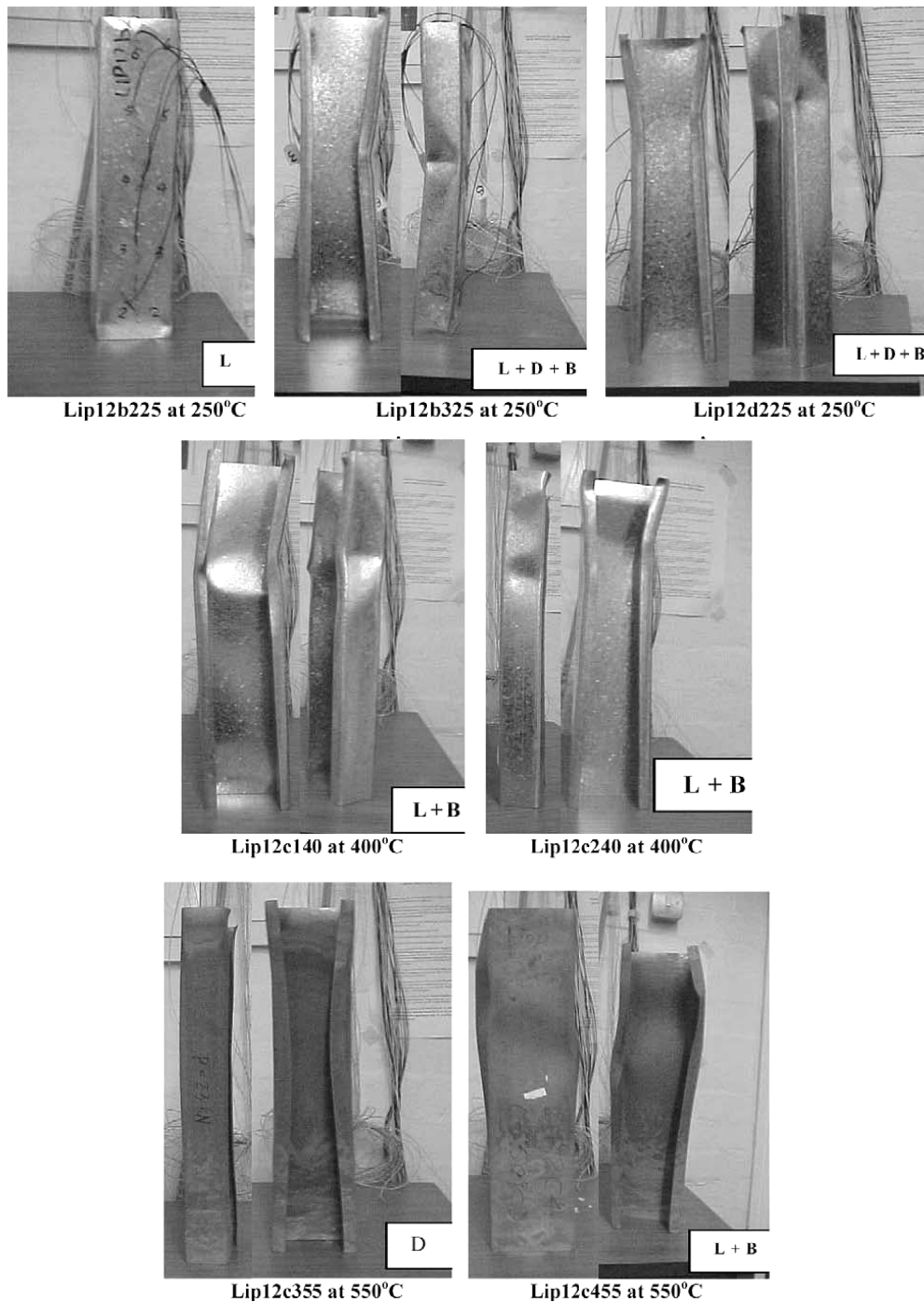


Figura 2.3 – Modos de falha após diferentes temperaturas: Perfil C100x54x15x1,2
Fonte: FENG at al (2003c)

Conforme será visto no item 2.5, os métodos avançados de cálculo têm sido largamente aplicados a elementos isolados e podem contribuir na avaliação de modos locais de falha, uma vez que esses têm avançado consideravelmente e permitem gerar quantos modelos se desejem, por exemplo, modificando dimensões dos elementos e propriedades dos materiais, colaborando com a quantidade de resultados. Entretanto, a representatividade dos resultados gerados por esses modelos está atrelada à sua validação por meio de resultados experimentais. Nesse sentido, os ensaios em elementos isolados mantêm sua relevância.

Não obstante, mesmo para a verificação da resistência ao fogo por meio de métodos avançados de cálculo aplicados a estruturas completas, pode existir a necessidade de se conectar estudos em elementos isolados como aqueles inerentes ao comportamento global da estrutura. Por exemplo, no estudo do colapso progressivo de um sistema estrutural com redundância, para se definir os possíveis caminhos críticos da estrutura, ou seja, a sequência em que os elementos deixam de contribuir para a estabilidade da estrutura, entende-se que é necessário definir previamente o modo de falha dos elementos estruturais, o qual pode ser um modo local de falha. Esse aspecto reforça o valor dos ensaios em elementos isolados, tendo em vista que esses são empregados para validar os modelos avançados de cálculo aplicados a elementos isolados, conforme supracitado.

2.3 ASPECTOS NORMATIVOS

No âmbito da análise estrutural, é sabido que a investigação da segurança de uma estrutura sob ação do fogo pode ser realizada em três níveis de complexidade, a saber, (i) elementos isolados, (ii) subestruturas ou (iii) estruturas completas, conforme ilustração da figura 2.4. Sendo assim, os procedimentos de cálculo naturalmente podem ser elaborados seguindo um desses três níveis ou mesmo os três.

Atualmente os procedimentos normativos disponibilizam métodos simplificados de cálculo com base em investigações realizadas em elementos isolados, uma vez que, dentre outros fatores, existe uma complexidade em investigar o comportamento de subestruturas e estruturas completas. Ainda assim, os resultados dessas investigações necessitariam ser traduzidos para uma linguagem mais acessível aos projetistas que, em

grande parte, estão pouco familiarizados com algumas ferramentas utilizadas em tais investigações.

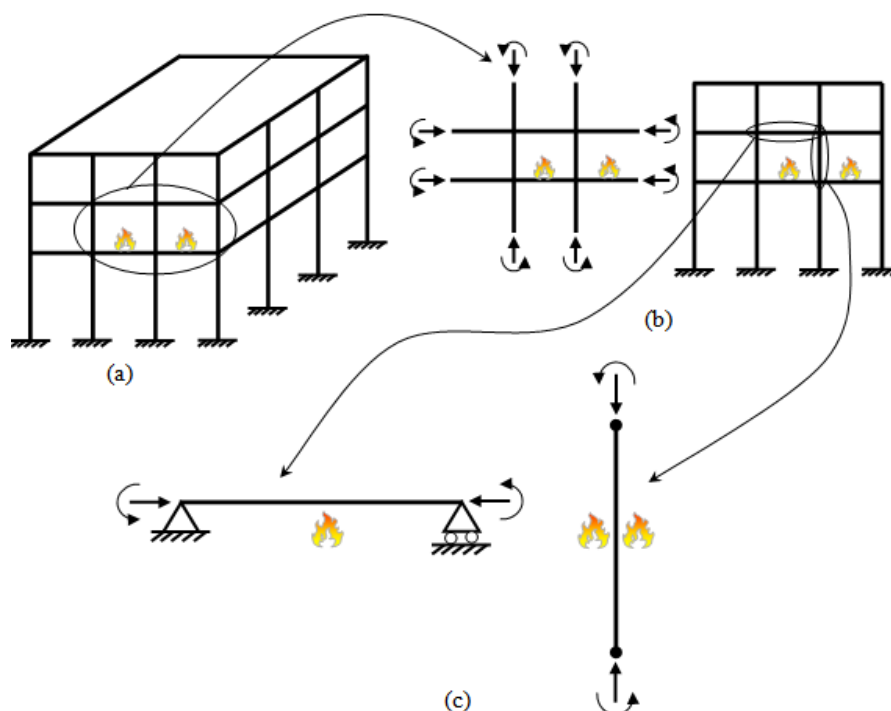


Figura 2.4 – Esquema de avaliação estrutural: (a) Estrutura global, (b) Subestruturas e (c) Elementos. Adaptada de (FRANSSEN e VILA REAL, 2010).

O princípio básico utilizado pelos códigos normativos para o dimensionamento de uma estrutura em situação de incêndio consiste em determinar o valor dos efeitos das ações térmicas e mecânicas nessa estrutura, $S_{fi,d,t}$, e a comparação desse ao valor de projeto da capacidade resistente em situação de incêndio, $R_{fi,d,t}$.

A capacidade resistente, de projeto, em situação de incêndio é definida em função do tempo decorrido desde o início de um incêndio normalizado (incêndio-padrão) até o instante em que um elemento deixa de cumprir o papel para o qual foi projetado quando exposto ao fogo. Para os elementos estruturais, a capacidade resistente está associada ao tempo para o qual esses perdem a sua capacidade portante.

Embora a capacidade resistente em situação de incêndio seja conceitualmente definida em função do tempo, conforme supracitado, a verificação da segurança ao fogo dos elementos estruturais pode ser realizada em três domínios, a saber, (i) o do próprio tempo, (ii) da temperatura ou (iii) da resistência, conforme as equações 2.3 a 2.5. De fato, se pode associar ao tempo em que os elementos deixam de cumprir suas funções quando exposto ao fogo, uma temperatura crítica e um valor de resistência mecânica.

1. Domínio do tempo

$$t_{fi,d} \geq t_{fi,requ} \quad (2.3)$$

2. Domínio da resistência

$$E_{fi,d,t} \leq R_{fi,d,t}, \text{ no tempo } t_{fi,requ} \quad (2.4)$$

3. Domínio da temperatura

$$\theta_d \leq \theta_{cr,d}, \text{ no tempo } t_{fi,requ} \quad (2.5)$$

Nas equações 2.3, 2.4 e 2.5, valem:

$t_{fi,d}$, é o valor de projeto do tempo resistente do elemento (tempo de falha)

$t_{fi,requ}$, é o valor do tempo requerido de resistência ao fogo;

$E_{fi,d,t}$, é o valor de projeto dos esforços solicitantes relevantes em situação de incêndio no instante t , normalmente considerado constante durante o incêndio, $E_{fi,d}$.

$R_{fi,d,t}$, é o valor de projeto dos esforços resistentes do elemento em situação de incêndio no instante t .

θ_d , é o valor de projeto da temperatura atuante no elemento.

$\theta_{cr,d}$, valor de projeto da temperatura resistente do elemento, ou seja, a temperatura de colapso do elemento estrutural de aço.

Uma observação importante quanto à escolha do domínio a ser utilizado é apresentada em FRANSSEN e VILA REAL (2010), em que se ressalta que para modelos de incêndio em que se considera a fase de resfriamento, a verificação estrutural se torna dependente do tempo. Conforme figura 2.5, quando se considera a fase de resfriamento, duas situações de interesse podem acontecer, a saber, a resistência, $R_{fi,d,t}$,

nunca ser menor que a solicitação, $E_{fi,d}$, e, nesse caso, a princípio não haveria problema em realizar a verificação em qualquer domínio, figura 2.5a.

Por outro lado, é possível que a resistência, $R_{fi,d,t}$, seja igualada à solicitação, $E_{fi,d}$, em dois momentos, conforme figura 2.5b, e nesse caso os critérios de projeto nos domínios da temperatura e da resistência podem ser atendidos mesmo para um tempo de exposição ao fogo ($t_{fi,requ}^2$) maior que o de projeto ($t_{fi,d}$), conduzindo a uma interpretação errada sobre a verificação da segurança. Portanto, ao se considerar a fase de resfriamento em um modelo de incêndio, a verificação se torna essencialmente dependente do tempo. Por isso, nesses casos, não se deve realizar a verificação no domínio do tempo e sim no dos esforços.

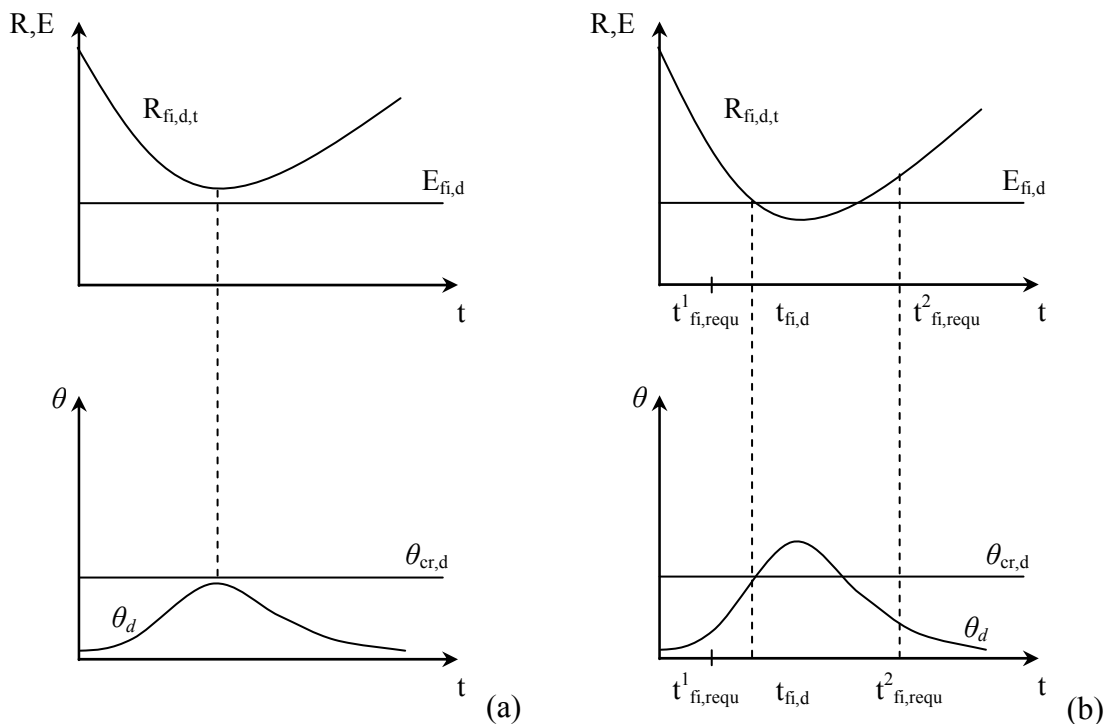


Figura 2.5 – Relação resistência x solicitação de um incêndio (paramétrico ou natural) com fase de resfriamento. Adaptada de (FRANSSEN e VILA REAL, 2010).

(a) $\theta_d \leq \theta_{cr,d}$, (b) $t_{fi,d} \leq t_{fi,requ}$

2.4 ALGUNS CÓDIGOS DE CÁLCULO

Segundo WANG (2002), a norma britânica BS 5950 Parte 8 (BSI, 1990) e o Eurocode 3 Parte 1.2 (CEN 2000) são as principais fontes de informação no que se refere às especificações de projeto para estruturas de aço em situação de incêndio. Os

procedimentos disponibilizados em cada um desses documentos normativos apresentam formatos um tanto distintos.

Segundo relatos encontrados na literatura, a norma britânica BS 5950 Parte 8 (BSI, 1990) é oficialmente o primeiro documento, publicado em língua inglesa, para a avaliação da resistência (dimensionamento) de elementos estruturais sob ação do fogo. Na época de sua elaboração foi principalmente fundamentada em resultados de ensaios de resistência ao incêndio-padrão de elementos simplesmente apoiados e apresentava algumas limitações, a saber: *(i) não considerava a continuidade entre elementos estruturais, (ii) seus procedimentos só podiam ser utilizados quando associados ao incêndio-padrão e (iii) foi desenvolvida para elementos laminados a quente (elementos pesados)*, conforme mencionado em WANG (2002).

A verificação da conformidade de uma estrutura sob ação do fogo por meio da norma britânica BS 5950 Parte 8 (BSI, 1990) era realizada no domínio da temperatura. O principal objetivo nesse procedimento era determinar a temperatura-limite para os elementos estruturais. Para tanto, em cada elemento estrutural era considerada a existência de um componente crítico, onde o componente crítico era aquele que comandava o colapso do elemento estrutural ao atingir a temperatura-limite, prescrita nesse procedimento normativo. Por exemplo, para barras comprimidas pode ser a alma ou as mesas.

A temperatura-limite era tabulada em função da razão de carga e de alguma informação complementar inerente ao tipo de elemento estrutural. Para barras comprimidas, essa era definida em função da razão de força e da esbeltez da barra. Já para vigas, além da razão de carga para obter a temperatura-limite, também era preciso considerar: *(i) o tipo de distribuição de temperatura, (ii) o uso ou não de material de revestimento contra o fogo e, (iii) a capacidade de deformação do material de revestimento contra o fogo*. Naturalmente, a temperatura-limite era função do nível de solicitação do elemento estrutural. Quanto mais solicitado o elemento, menor seria a temperatura-limite.

A tabela 2.1 mostra a recomendação dada pela BS 5950 Parte 8 (BSI, 1990) para a temperatura-limite de elementos comprimidos. A temperatura de projeto, máxima temperatura alcançada pelo componente crítico de um elemento estrutural quando submetido ao fogo, era calculada pela BS 5950:1990 em função da geometria da seção e do tempo de exposição ao incêndio-padrão desejado. Um elemento estrutural verificava

a condição de segurança ao incêndio quando a temperatura de projeto era menor que a temperatura limite. Caso contrário, era necessário modificar as condições de projeto ou utilizar material de revestimento contra o fogo.

Tabela 2.1 – Temperatura limite para elementos comprimidos
Adaptada de: BS 5950 Parte 8 (BSI, 1990)

Esbeltez Global	Temperatura limite para relação de força igual a:					
	0,7	0,6	0,5	0,4	0,3	0,2
≤ 70	510	540	580	615	655	710
>70 mas ≤ 180	460	510	545	590	635	635

A BS 5950-8:1990 passou por algumas modificações e, em 28 de Novembro de 2003, foi substituída (revogada) pela BS 5950-8:2003 que, por sua vez, foi suprimida pela EN 1993-1-2:2005 a partir de Março de 2010. Vale lembrar que o EN 1991-1-2:2002 permite que a verificação de conformidade da estrutura seja realizada nos domínios do tempo, da resistência e da temperatura, portanto as considerações feitas sobre os procedimentos da BS 5950-8:1990 ainda são úteis.

O desempenho da estrutura ao incêndio, por meio da EN 1993-1-2:2005 pode ser verificado pela análise da estrutura por completo, de parte da estrutura ou de elementos isolados. A resistência ao fogo, por sua vez, pode ser determinada por meio de resultados experimentais, métodos simplificados de cálculo ou métodos avançados de cálculo. Os dois primeiros são normalmente usados para avaliar a resistência ao fogo de elementos isolados, enquanto os métodos avançados podem ser aplicados a elementos isolados, partes de uma estrutura ou à estrutura por completo. Os métodos de verificação da conformidade de uma estrutura adotados nessa norma foram formulados no domínio da resistência.

No que se refere à análise da elevação da temperatura, além de curvas de temperatura-tempo nominais (incêndio padrão, elementos exteriores e hidrocarbonetos), o Eurocode 1 parte 1-2 (EN 1991-1-2:2005) permite o uso de modelos de incêndio natural, que têm por base modelos matemáticos aferidos por resultados experimentais e, assim sendo, permitem a consideração, mesmo que de forma simplificada, da variação da quantidade de material combustível (carga de incêndio), grau de ventilação, dentre outros aspectos de interesse.

Caso pretenda-se obter a elevação da temperatura por meio de um modelo de incêndio nominal, as análises devem ser realizadas para um período de tempo

predeterminado, tendo em vista que curvas de temperatura vs tempo nominais não consideram a fase de resfriamento. Por outro lado, por meio dos modelos de incêndio natural é possível avaliar a elevação da temperatura de forma um pouco mais realística, conferindo mais liberdade ao projetista e não engessando as soluções de projeto, uma vez que esses modelos permitem considerar, ainda que de forma aproximada, algumas peculiaridades do incêndio. Descrição mais detalhada sobre os modelos de incêndios nominais e natural podem ser encontradas em SILVA (2001), BUCHANAN (2002) e FRANSSEN e VILA REAL (2010).

Com o passar do tempo, os Eurocodes relacionados ao dimensionamento de estruturas sob ação do fogo foram ganhando espaço e prestígio não apenas dentro, mas também fora da comunidade europeia. O uso de seus procedimentos tem ultrapassado as fronteiras da Europa e servido de base para procedimentos que têm surgido em outros países. Outrossim, mesmo os procedimentos que foram estabelecidos antes dos Eurocodes, como o caso da BS 5950-8, têm unido forças junto ao CEN.

A influência desses Eurocodes chegou ao Brasil, a saber, com a publicação da ABNT NBR 14323:1999, desenvolvida seguindo de maneira geral a filosofia da norma europeia EN 1993-1-2:2005. As atuais normas Brasileiras ABNT NBR 14323:1999 - “Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio - Procedimento” (atualmente em revisão) e ABNT NBR 14432:2000 - “Exigência de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações - Procedimento”, são os avanços mais expressivos no que se refere aos documentos nacionais disponíveis para o dimensionamento de estruturas metálicas e mistas de aço e concreto em situação de incêndio.

A ABNT NBR 14323:1999 foi concebida para o cálculo de estruturas de aço e mistas de aço e concreto. A norma apresenta a variação, com a temperatura, das propriedades mecânicas e térmicas do aço e mecânicas do concreto, considerações básicas para o dimensionamento estrutural, considerações sobre o dimensionamento por meio de ensaios, disponibiliza um método de cálculo simplificado e, recomendações referentes ao uso de métodos avançados de cálculo para a realização de análises térmicas e estruturais.

A ABNT NBR 14432:2000, conforme mencionado em seu texto, estabelece as condições a serem atendidas pelos elementos estruturais e de compartimentação de um edifício para que, em situação de incêndio, evite-se o colapso estrutural. Outrossim,

define a necessidade ou não da verificação em situação de incêndio de uma edificação, e em caso afirmativo, contém os critérios para a determinação do tempo requerido de resistência ao fogo, representado pela sigla TRRF o qual depende principalmente da ocupação, da área e da altura da edificação.

Um breve histórico sobre o desenvolvimento dessas normas pode ser encontrado em MENDES (2004). Abordagens mais detalhadas sobre os procedimentos dessas normas podem ser encontradas em SILVA (2001) e FERREIRA et al. (2006). Atualmente, a norma ABNT NBR 14323:1999 se encontra em processo de revisão.

2.5 MÉTODOS AVANÇADOS DE CÁLCULO

Tendo em vista que análises experimentais demandam custos que podem inviabilizar uma investigação, os modelos avançados podem minimizar essa “deficiência” e ajudar na construção do conhecimento sobre estruturas em situação de incêndio.

Os modelos avançados podem ser utilizados para avaliar o comportamento de elementos isolados, subestruturas e estruturas completas, desde que se observem o domínio de validade de cada um desses. Empregar modelos avançados para investigar elementos isolados é adequado para investigar os efeitos localizados. Por outro lado, pode não ser a melhor solução para definir, por exemplo, a capacidade portante de um elemento, se essa for função da interação desse com os elementos adjacentes e da redistribuição dos esforços, os quais só podem ser considerados em nível global. A figura 2.6 mostra exemplos de modelos avançados de cálculo.

Os procedimentos normativos apresentam de forma mais clara os métodos simplificados de cálculo. Em todo caso, a grande maioria deles atesta que métodos avançados de cálculo podem ser utilizados, desde que seja comprovada a eficiência desses métodos na representação do fenômeno físico do incêndio e da avaliação do comportamento da estrutura sob ação do fogo.

Os modelos *térmicos e mecânicos* disponibilizados nas normas foram estabelecidos sobre certas simplificações e considerações. No caso dos modelos térmicos simplificados, a temperatura é assumida uniforme na seção e ao longo do comprimento dos elementos.

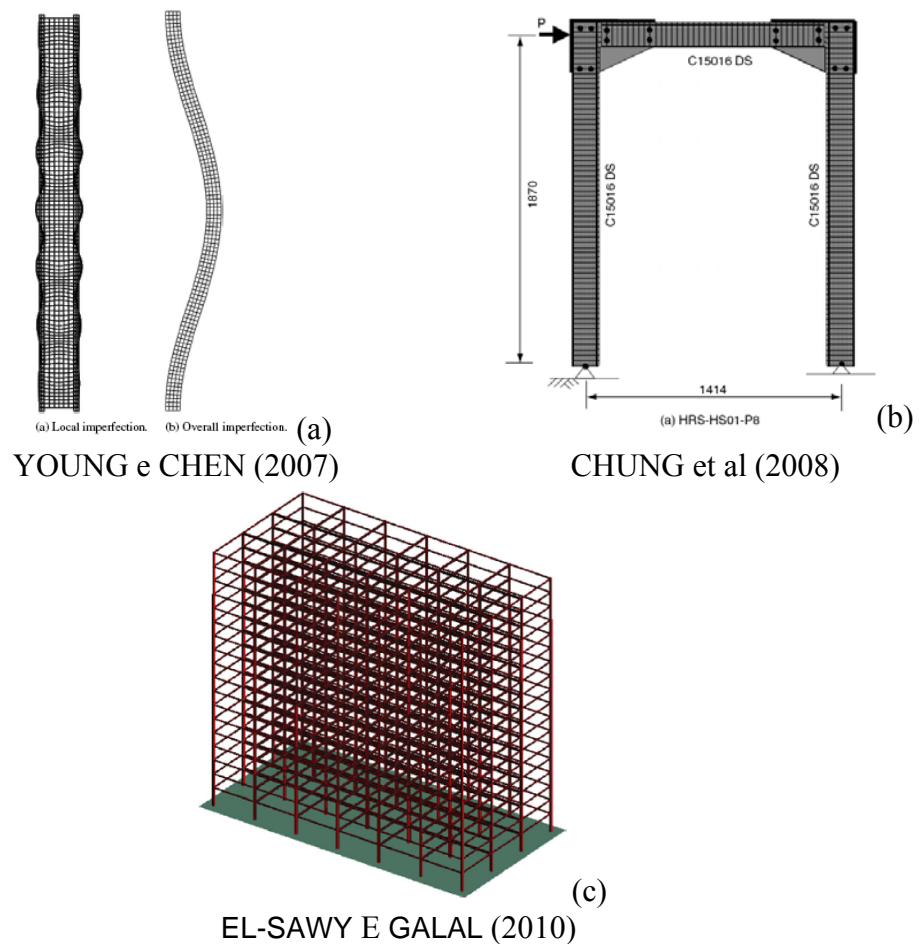


Figura 2.6 – Modelos avançados: (a) elemento, (b) subestrutura e (c) estrutura global

Nos modelos mecânicos, por sua vez, a estabilidade da estrutura global é definida pelo comportamento dos elementos isolados e os efeitos da deformação térmica não são considerados. Nesse contexto, uma das maneiras de melhorar a forma de avaliação das ações térmicas e mecânicas é lançar mão de métodos avançados de cálculo. É bem verdade que ensaios em laboratórios são sempre preferíveis, todavia, devido à flexibilidade, os métodos avançados de cálculo os tornam vantajosos.

Os métodos avançados de cálculo subdividem-se em dois grupos, (i) *métodos avançados de cálculo para avaliação das temperaturas* e (ii) *métodos avançados de cálculo para avaliação do desempenho estrutural sob ação do fogo*, cujas discussões se darão nos itens 2.5.1 e 2.5.2. Na nomenclatura do Eurocode, métodos avançados de cálculo são inerentes ao cálculo da estrutura, enquanto métodos avançados de incêndio são métodos para a análise mais criteriosa do incêndio em um compartimento.

Atualmente um grande número de códigos computacionais está disponível, em que modelos avançados de cálculo foram implementados. Em FRANSSEN e VILA

REAL (2010) tais códigos foram divididos didaticamente em três grupos, a saber: *(i) códigos desenvolvidos para resolver problemas específicos dentro de um projeto de pesquisa ou de uma tese de doutorado; (ii) códigos que são resultados do desenvolvimento de um grupo de pesquisa, com objetivo de investigar o comportamento de estruturas em situação de incêndio, portanto com um campo de atuação mais amplo e (iii) os códigos generalistas, utilizados por alguns grupos de pesquisas e escritórios de cálculo, que têm dentro do seu âmbito geral, módulos de análises térmica e mecânica, que podem ser adaptados para avaliar estruturas em situação de incêndio.*

Os códigos do grupo (i), desenvolvidos com finalidade específica, em geral, são utilizados apenas até o término de um projeto pesquisa. Outrossim, têm abrangência limitada pois são utilizados apenas pelo próprio pesquisador que o desenvolveu ou por pesquisadores inseridos num projeto de pesquisa. Sendo assim, esses códigos se desenvolvem de forma lenta, pois recebem as contribuições de um reduzido número de usuários. Por outro lado, apresentam a vantagem do acesso aos códigos fontes do programa permitindo ao usuário realizar modificações e adaptações, por vezes necessárias, sem grandes complicações.

Os códigos do grupo (ii) são mais robustos que os do grupo (i), uma vez que em geral são desenvolvidos dentro de um grupo de pesquisa com a participação de outros centros de pesquisa. Esses códigos permitem simular o comportamento de elementos e estruturas em situação de incêndio com certas restrições no que diz respeito à consideração das não-linearidades geométrica e do material. Como exemplos, pode-se citar o Vulcan, desenvolvido na Universidade de Sheffield e o SAFIR desenvolvido na Universidade de Liege, os quais, embora desenvolvidos em universidades, são empregados tanto para projetos de pesquisas como em aplicações práticas. Em geral, programas desse gênero apresentam uma boa relação custo-benefício.

Por fim, os códigos do grupo (iii), são os mais completos. Apresentam uma gama de recursos que permitem simular o comportamento de elementos e estruturas em situação de incêndio considerando as não linearidades geométrica e do material de forma mais realista. Esses códigos, embora desenvolvidos num ambiente com fins comerciais, recebem contribuições de instituições de pesquisas e dos próprios usuários. Neste sentido, se desenvolvem de forma mais rápida. Em contrapartida, apresentam como desvantagens o alto custo de aquisição, necessidade de analista especializado devido à complexidade do código e manutenção da licença. Pode-se citar o ANSYS, o

ABAQUS e o DIANA como exemplos de códigos comerciais que têm sido largamente utilizados.

É interessante notar que a disponibilidade de métodos avançados de cálculo confere ao projetista mais liberdade na solução do problema. Entretanto, não garante o sucesso na realização da verificação de segurança de uma estrutura sob ação do fogo. Cabe ao projetista ter domínio dos aspectos essenciais quanto ao uso de códigos que permitam a análise de modelos de cálculo avançados, a fim de que sejam capazes de escolher um código adequado às necessidades do problema em questão representando, de forma satisfatória, os fenômenos físicos envolvidos no mesmo.

2.5.1 Métodos avançados referentes à modelagem da resposta térmica

Embora não seja necessário o mesmo nível de conhecimento de um profissional que desenvolve um código para análises térmicas avançadas, é preciso um conhecimento mínimo para poder operar um código, por exemplo, em elementos finitos de transferência de calor. Nesse sentido, é interessante que os profissionais se atualizem nessa área do conhecimento, visto que muitos cursos de graduação e de pós-graduação em engenharia civil ainda não têm, em sua grade curricular, disciplinas afins.

Os métodos avançados de cálculo representam um avanço na avaliação do desempenho das estruturas em situação de incêndio, contudo algumas aproximações também são necessárias para conseguir formular o problema. Em FRANSSEN e VILA REAL (2010), são citadas algumas das aproximações feitas nos modelos avançados para análise térmica: *(i) é adotada uma aproximação para a distribuição de temperatura dentro de cada elemento finito, (ii) os valores das temperaturas são determinados para alguns pontos específicos (os nós do elemento finito) (podem ser extrapolados através da função de forma da distribuição de temperatura) e num intervalo de tempo discreto (ou seja, a precisão depende da divisão do tempo que se faz), (iii) no caso de elementos com revestimento contra o fogo, o contato entre o material de proteção e o elemento estrutural é admitido perfeito (o que não acontece na prática, e isso pode dificultar a avaliação do desempenho do material de revestimento quando submetido ao fogo) e (iv) adoção de simples transferência de calor por condução, quando na verdade o processo de transferência de calor é bem mais complexo.*

Apesar de uma série de simplificações necessárias para a formulação do problema da transferência de calor via elementos finitos, alguns trabalhos têm mostrado que é possível obter uma boa representação do campo térmico obtido experimentalmente.

Um aspecto simples, mas essencial para o sucesso dos métodos avançados de cálculo, é a utilização das propriedades térmicas e mecânicas efetivas do material, ou seja, medidas experimentais e não por extrapolação daquelas à temperatura ambiente. Mesmo aquelas que foram obtidas experimentalmente em temperaturas elevadas para uma condição específica, de preferência não devem ser extrapoladas para outras condições. Ou seja, o intervalo de validade das propriedades dos materiais deve ser claramente definido e respeitado.

Os métodos de cálculo avançados podem ser alimentados por qualquer curva de aquecimento, desde que sejam conhecidas as propriedades do material para um intervalo de temperatura devidamente especificado. Conforme mencionado em FRANSSSEN e VILA REAL (2010) deve-se ter cuidado com a modelagem computacional na fase de resfriamento, tendo em vista que as propriedades térmicas dos materiais de revestimento contra o fogo, nessa fase, foram pouco investigadas. A figura 2.7, extraída de REGOBELLO (2007), mostra o exemplo de um modelo avançado de cálculo para a medição do campo de temperatura. Trata-se de uma viga com Seção I com proteção tipo caixa, de espessura uniforme exposta ao incêndio em três faces.

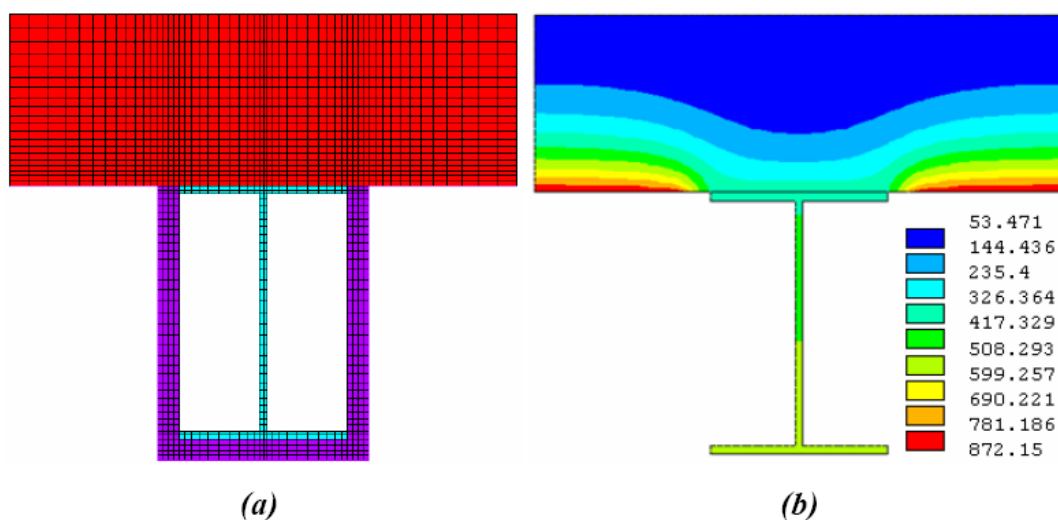


Figura 2.7 – Modelo avançado de cálculo: (a) Malha de elementos finitos e (b) Campo de temperaturas correspondente ao TRRF de 60 minutos para o perfil W 150x13.

Fonte: REGOBELLO (2007)

2.5.2 Métodos avançados referentes à modelagem da análise mecânica

Segundo WANG (2002), devido à versatilidade para modelar as peculiaridades de diversos sistemas estruturais, bem como suas condições de vinculação e carregamento, o método dos elementos finitos tem sido o mais utilizado pelos pesquisadores. Existe uma infinidade de elementos finitos para realizar análises avançadas. A depender do tipo de estrutura que se deseja modelar, bem como dos modos de falha que se espera observar, um determinado tipo de elemento finito pode ser mais indicado que outro devido às limitações de cada um deles.

Os elementos finitos de barras (convencionais), por exemplo, são limitados para representar efeitos localizados provenientes da perda de estabilidade das chapas que compõem os elementos estruturais em geral. Por outro lado, esses elementos permitem a investigação do comportamento global da estrutura de forma mais rápida. Os elementos planos, por sua vez, permitem avaliar os efeitos localizados, porém demandam um esforço computacional maior, o que limita seu emprego ao estudo de elementos isolados e de subestruturas com dimensões limitadas. As figuras 2.8 e 2.9 mostram modelos em elementos finitos construídos com elementos de barra e casca respectivamente.

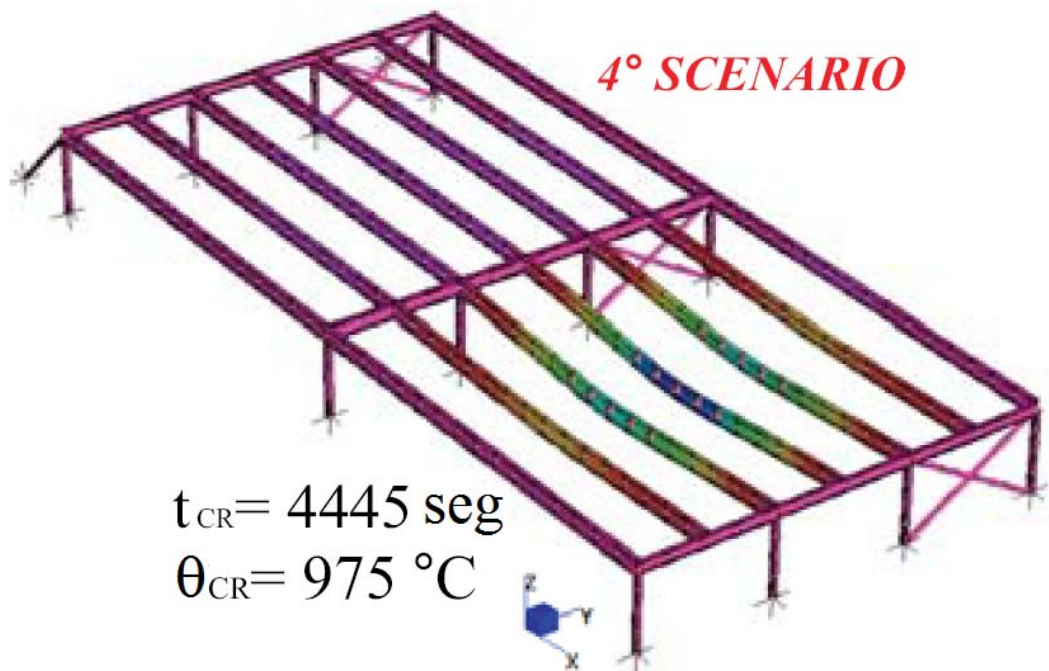


Figura 2.8 – Modelos avançados para a análise mecânica: estrutura global modelada em elementos de barra. Adaptada de: CROSTI (2009)

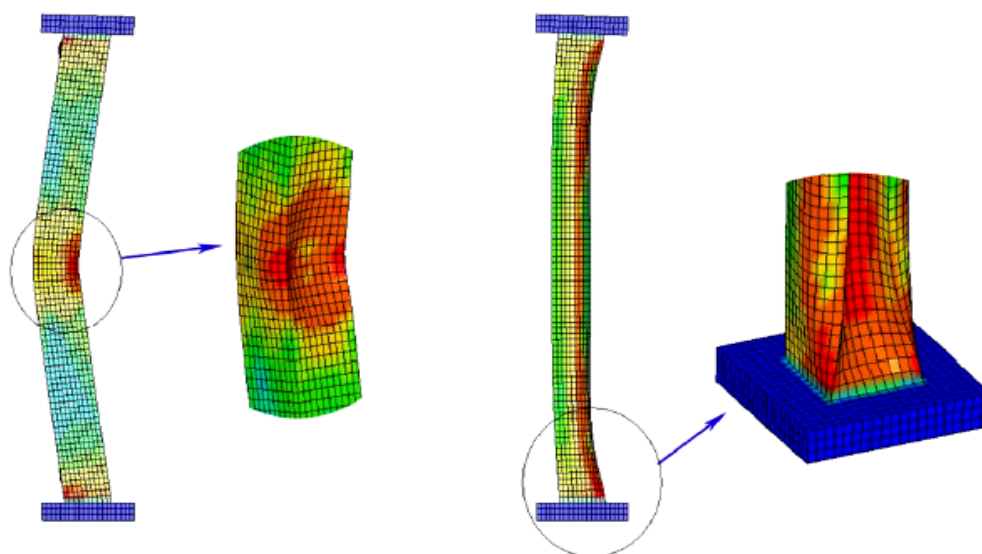


Figura 2.9 – Modelos avançados para a análise mecânica: elemento isolado modelado em elementos de casca. Fonte: Y. DING et al (2012)

Os elementos sólidos podem ser utilizados para modelar ligações, pois permitem representar em detalhes os elementos que as compõem, bem como a interação entre cada um deles. Para tanto, é preciso utilizar elementos de contato que representem o comportamento de interface entre cada um dos elementos que compõem a ligação. Esses elementos de contato aumentam consideravelmente a não linearidade do problema, que chega a ser mais representativa que aquela imposta pelos elementos planos.

Sendo assim, elementos sólidos são largamente utilizados para fins acadêmicos e dificilmente para fins de projeto de forma direta. Em todo caso, podem ser indiretamente utilizados para fins de projeto, por exemplo, no estabelecimento de um método simplificado de cálculo fundamentado num modelo numérico aferido por resultados experimentais.

A figura 2.10 mostra um modelo 3D de uma ligação entre viga e pilar, ambos de aço, realizada com auxílio de cantoneiras. É interessante notar que para uma eficiente aplicação dos métodos avançados, é preciso observar alguns requisitos. Por exemplo, no estado limite último de um incêndio, a rigidez do aço reduz consideravelmente e as deformações térmicas podem introduzir ou amplificar os deslocamentos da estrutura, independente do tipo de elemento finito utilizado, e os modelos devem ser capazes de processar a estrutura ou elemento estrutural para grandes deslocamentos. Ou seja, a formulação dos elementos finitos deve ter como base teorias de grandes deslocamentos.

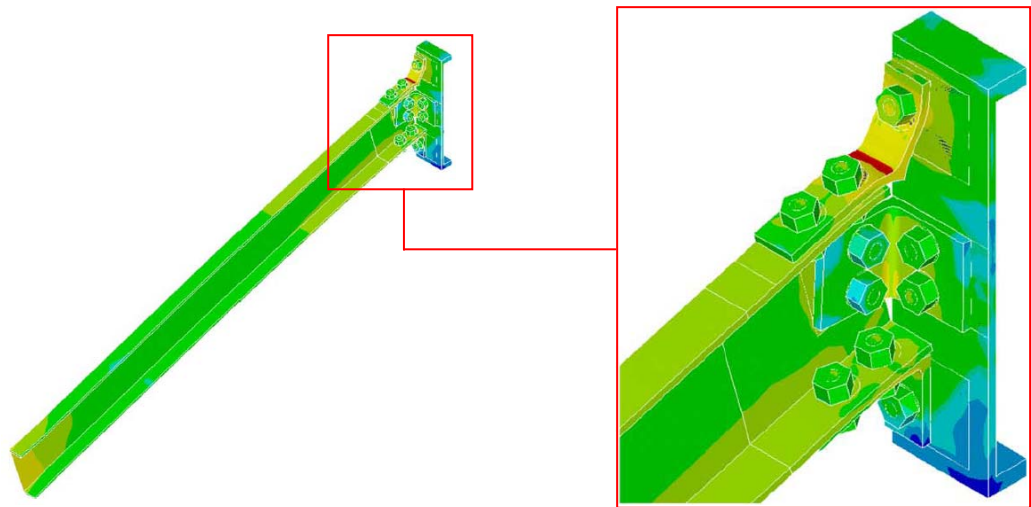


Figura 2.10 – Configuração deformada a temperaturas elevadas de ligação viga pilar com cantoneiras. Adaptada de: DARYAN e YAHYAI (2009)

Igualmente, conforme enfatizado no Eurocode 3 parte 1.2 (2005), se um modo de falha específico não é considerado na análise, deve-se idealizar uma forma de evitar que aquele modo de falha seja o crítico. Visto que esses modos de falha indesejáveis podem variar de uma estrutura para outra, evitá-los não é uma tarefa tão simples. Nesse caso, o correto entendimento do projetista quanto ao comportamento a temperaturas elevadas do sistema estrutural a ser avaliado é mais do que imprescindível.

Outra exigência aos modelos para análise do comportamento mecânico, é que esses considerem os efeitos indiretos provocados pelas ações térmicas ou mecânicas, os quais são induzidos pelas restrições à expansão térmica impostas pelas condições de apoio. Essas restrições à expansão térmica mudam o panorama de esforços internos solicitantes, a exemplo do que acontece nos pilares de aço que, devido à dilatação térmica diferencial desenvolvida por cada elemento estrutural durante o incêndio, ao serem aquecidos têm sua dilatação térmica impedida pela estrutura que o circunda aumentando a intensidade do esforço normal o que pode afetar a estabilidade do mesmo.

Com relação à forma de avaliar os efeitos combinados das ações mecânicas e térmicas, entende-se que a análise transiente (temperatura variando no tempo) é conceitualmente mais coerente com a realidade da maioria das estruturas, tendo em vista que ao se deflagrar um incêndio, em geral as estruturas já se encontram solicitadas pela ação mecânica. Segundo FRANSSEN e VILA REAL (2010), esse tipo de análise é indicado para avaliar numericamente o efeito da elevação de temperatura em estruturas, devido ao alto nível de não linearidade que ocorre quando essas são submetidas ao fogo.

É possível que para alguns elementos estruturais, os esforços solicitantes possam ser afetados pela ordem que se impõem às ações térmicas e mecânicas.

Uma área de grande interesse no que se refere aos métodos avançados para a análise mecânica é a investigação do colapso progressivo de uma estrutura. O obstáculo a ser vencido pelos códigos computacionais para avaliação de uma estrutura completa é justamente a sua robustez para efetuar o colapso progressivo daquela. Além de considerar grandes deslocamentos eles devem ser capazes de avaliar várias opções de colapso, pois devido à redundância estrutural, uma estrutura real pode distribuir os esforços por diferentes caminhos, a depender da sequência do colapso dos elementos isolados e das vinculações.

Um dos aspectos que têm dificultado a investigação do colapso progressivo via análises numéricas é o emprego de técnicas numéricas quase-estáticas nos códigos. Os modelos que realizam análises quase-estáticas, não conseguem avaliar o colapso progressivo de uma estrutura. Por exemplo, em FRANSSSEN e VILA REAL (2010), menciona-se que a análise transiente tem sido realizada de forma quase-estática, onde o campo de temperatura é incrementado em vários passos de temperatura. A cada passo, as propriedades do material são atualizadas de acordo com o nível de temperatura bem como as deformações térmicas, e uma nova posição de equilíbrio é buscada. Esse processo continua até que não seja possível achar uma posição de equilíbrio compatível com relações cinemáticas e de compatibilidade da estrutura.

De acordo com a referência supracitada, um dos problemas dessa técnica numérica de considerar a elevação da temperatura é a “falha” prematura de estruturas complexas (estaticamente indeterminadas), devido a falhas localizadas de elementos ou subestruturas. Todavia, é sabido que o colapso de um elemento estrutural ou de uma subestrutura não implica, necessariamente, no colapso da estrutura.

Nesse contexto, surge o emprego das análises mecânicas de forma dinâmica, o que significa dizer que os termos de inércia (Massa x Aceleração) são levados em consideração. Dessa forma, a análise pode avançar um pouco mais além daquilo que é verificado nas análises quase-estáticas, uma vez que nenhum elemento entre em colapso.

2.5.3 Considerações finais

Ensaio em estruturas de aço podem ser realizados com a estrutura por completo, com subestruturas ou com elementos isolados. Não há dúvidas que a realização de ensaios com estruturas completas é de largo preferível tendo em vista a qualidade das informações que podem ser extraídas desses ensaios no que se refere ao comportamento a temperaturas elevadas de sistemas e elementos estruturais. Entretanto, a realização de ensaios em estruturas completas e subestruturas demandam alto custo pecuniário. Nesse sentido, os procedimentos simplificados de cálculo vigentes foram estabelecidos com base em resultados de ensaios de elementos isolados. Contudo, ensaios em elementos isolados não são capazes de computar a influência da estrutura circundante a um elemento estrutural, aspecto relevante em situação de incêndio. Nesse contexto, os métodos avançados de cálculo se constituem numa ferramenta de grande importância para o estudo do comportamento a temperaturas elevadas de estruturas e elementos de aço. Conforme apresentado no presente capítulo, por meio desses métodos é possível investigar desde o comportamento a temperaturas elevadas de elementos isolados ao comportamento global de uma estrutura por completo.

***ELEMENTOS DE AÇO FORMADOS A
FRIO COMPRIMIDOS SUBMETIDOS A
TEMPERATURAS ELEVADAS***

CAPÍTULO

3

3.1 COMENTÁRIOS GERAIS

De forma geral, as pesquisas sobre elementos de aço formados a frio em situação de incêndio são recentes, razão pela qual a literatura disponível referente a esse tema é reduzida. Segundo Feng et al (2003a), existem poucos estudos teóricos com validação por meio de resultados experimentais sobre elementos de aço formados a frio comprimidos sob altas temperaturas. Segundo Kaitila (2002), os primeiros artigos técnicos foram publicados no final dos anos 70, quando em Klippstein (1978) examinou-se as forças de compressão resistentes de elementos de aço formados a frio expostos ao fogo. O trabalho apresentado em Klippstein (1978) fez parte do projeto 1202-192 ‘Fire Resistance of Residential Steel Components’, patrocinado pelo AISI (American Iron and Steel Institute), cujo objetivo principal foi estabelecer um modelo para a distribuição da temperatura em painéis de compartimentação com estrutura portante composta por elementos de aço formados a frio. Durante os anos 90, outros trabalhos foram desenvolvidos com esse tema, principalmente em países como Finlândia, Suécia, França, Reino Unido e Austrália, conforme menciona Kaitila (2002).

No que se refere ao comportamento dos pilares de aço formados a frio em temperaturas elevadas sabe-se que, assim como à temperatura ambiente, eles podem perder a estabilidade por modos de falha *local, distorcional e globais de flexão, torção e flexo torção*, bem como pela interação entre dois ou mais desses modos. Por outro lado, o conhecimento da influência da temperatura em cada um desses modos de falha e a questão da interação entre eles ainda está sendo construído. Em Feng et al (2003a) destaca-se que, em razão do comportamento fortemente não linear das relações constitutivas do aço formado a frio em temperaturas elevadas, a análise do comportamento desses modos de falha resulta mais complexa.

Além da complexidade do comportamento dos modos de falha, outro aspecto de interesse é a investigação da influência da rigidez da estrutura circundante ao pilar quando do desenvolvimento de um incêndio. É fato que o gradiente térmico desenvolvido durante um incêndio causa expansões térmicas distintas para cada elemento estrutural. Sendo assim, a estrutura circundante a um pilar desenvolve efeitos de restrição, os quais podem afetar a estabilidade do mesmo e, portanto, merecem atenção. É interessante destacar que no conjunto de literaturas consultadas não houve registros de estudos que levassem em consideração a questão da restrição imposta pela estrutura circundante para os elementos de aço formados a frio.

Concernente aos estudos realizados para investigar o comportamento estrutural dos elementos de aço formados a frio submetidos à compressão, conforme destacado em Heva (2009), a maioria desses trabalhos tiveram como foco os modos de falha local e distorcional à temperatura ambiente e em temperaturas elevadas. Ainda, de acordo com a última referência, a literatura disponível encontrada para os modos de falhas globais de flexão e flexo torção de elementos de aço formados a frio comprimidos em temperaturas elevadas resulta limitada.

3.2 ESTUDOS EXPERIMENTAIS

Os estudos experimentais sobre barras comprimidas se dividem basicamente em três vertentes, a saber: *(i) avaliação das propriedades do aço formado a frio em temperaturas elevadas e, conseqüentemente, a determinação de fatores de redução de resistência ao escoamento e módulo de elasticidade; (ii) investigação pormenorizada de cada modo de falha desenvolvido pelos elementos de aço formados a frio comprimidos em temperaturas elevadas e (iii) avaliação da distribuição da temperatura ao longo do comprimento dos elementos e na seção transversal para diferentes condições de aquecimento.*

Um dos tópicos que tem recebido atenção dos pesquisadores é o estudo dos painéis de compartimentação cuja estrutura principal é composta por elementos de aço formados a frio. Esses painéis têm sido largamente utilizados e muitas vezes são projetados para desenvolverem o papel de elemento portante.

Em Feng et al (2003b) foi investigado o desempenho térmico de elementos de aço formados a frio de painéis de compartimentação sob a ação do fogo em um lado do painel. Foram realizados ensaios em oito painéis de pequena escala, 300 x 300 mm, cujos montantes de aço tinham diferentes tipos de seção (C100x54x15x1,2 com e sem abertura na alma e U104x63x1,5), diferentes tipos de placas de gesso, com e sem isolamento térmico em seu interior. Os resultados dessa investigação apontam que o desempenho térmico da estrutura de aço formada a frio do painel não é afetado significativamente pelo tipo de isolamento interior nem pela forma da seção transversal das peças que compõem o painel. Nesse estudo, a forma da seção transversal dos montantes de aço não apresentou efeito crítico sobre a distribuição de temperatura dos mesmos. Por sua vez, a distribuição da temperatura na seção transversal dos montantes dependeu primariamente do isolamento da face exposta ao fogo. A figura 3.1 mostra o esquema dos painéis investigados na última referência.

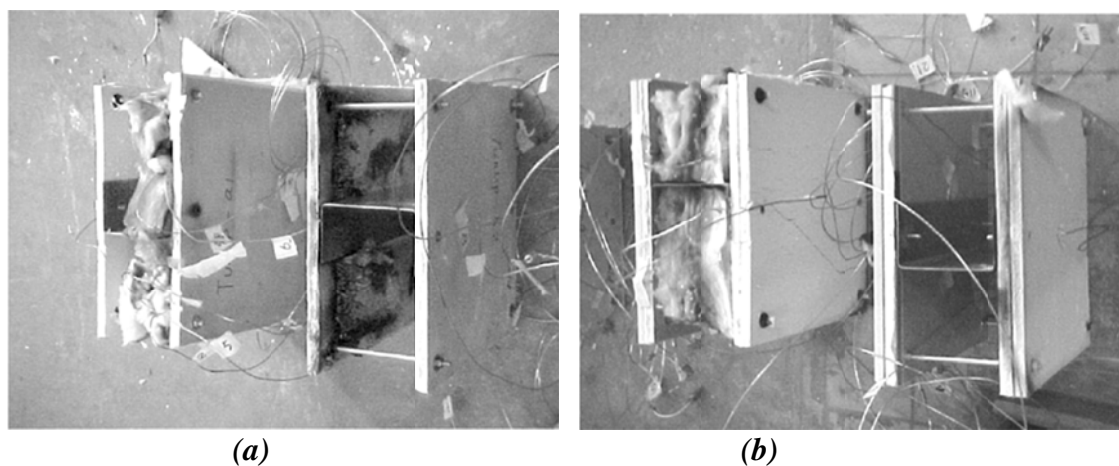


Figura 3.1 – Painéis com montantes em perfis U104x63x1,5 após duas horas de ensaio de resistência ao fogo: **(a)** Painel com parede composta por uma camada de gesso e **(b)** Painel com parede composta por duas camadas de gesso. Fonte: Feng et al (2003b)

Em Feng e Wang (2005) foi realizada uma investigação experimental sobre o desempenho de painéis de compartimentação com dimensões globais de 2200 x 2000 mm. Os painéis eram constituídos de uma estrutura portante construída com perfis de aço formados a frio revestida por placas de gesso em cada lado, e internamente isolada com um material de isolamento de baixo peso. Foram realizados oito ensaios de carregamento destes painéis de compartimentação, dentre os quais foram dois à temperatura ambiente e seis em temperaturas elevadas.

Foram construídos dois conjuntos de painéis, cujos montantes eram formados por perfis C100x54x15x1,2 e C100x56x15x1,2, respectivamente. Os perfis possuíam duas perfurações, sendo uma em cada extremidade. O comportamento dos painéis foi investigado segundo três níveis de carregamento, a saber, 0,2, 0,4 e 0,7 da capacidade portante do mesmo à temperatura ambiente. Como resultados, à temperatura ambiente o modo de falha dominante foi o local em torno da perfuração na extremidade do topo, enquanto que em temperaturas elevadas o principal modo de falha foi o modo global de flexo torção em torno do eixo de maior inércia. As figuras 3.2a e 3.2b, ilustram a configuração deformada de alguns painéis ensaiados nesse trabalho de investigação.

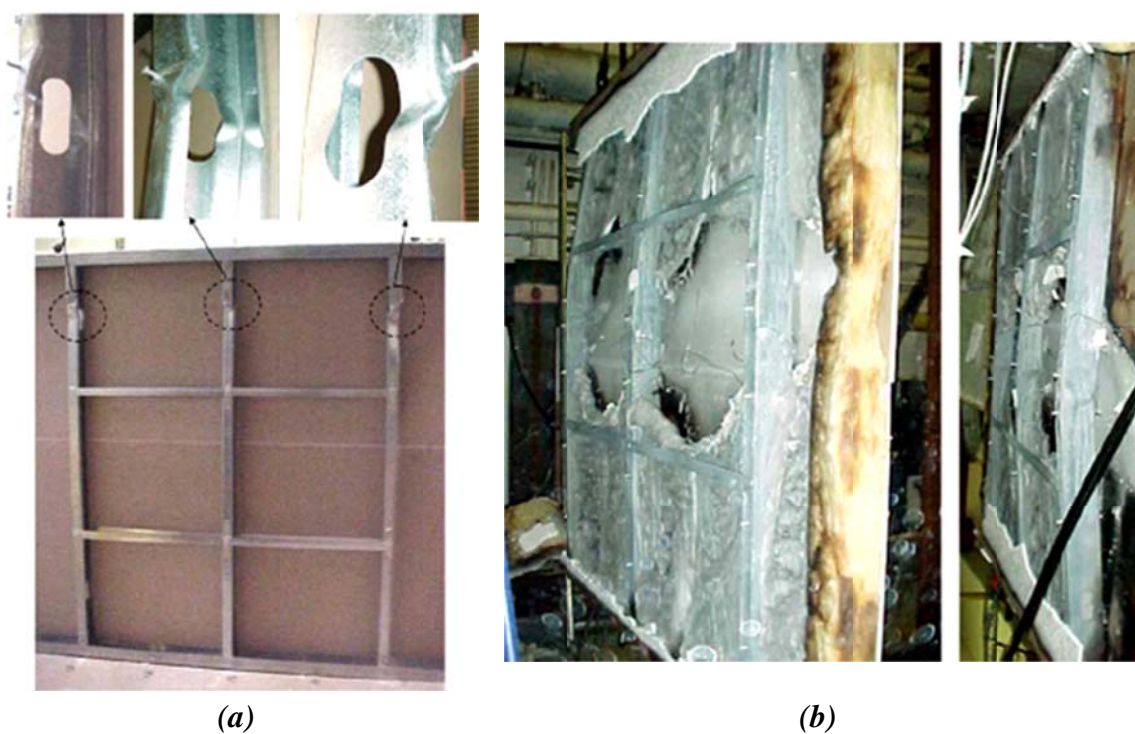


Figura 3.2 – Modos de falha dos painéis: **(a)** à temperatura ambiente do painel usando perfis C100x54x15x1,2 e **(b)** em temperaturas elevadas usando perfis C100x56x15x2 para nível de solicitação de 0,2. Fonte: Feng e Wang (2005)

Em Zhao et al (2003) foi realizado um vasto estudo sobre elementos de aço formados a frio sob altas temperaturas. Basicamente, esse trabalho consistiu de amplo projeto de investigação desenvolvido em regime de cooperação entre vários centros de pesquisa Europeus. Dentre outros aspectos, as investigações experimentais tiveram por foco a avaliação das propriedades do aço sob altas temperaturas bem como o comportamento mecânico de barras comprimidas em temperaturas elevadas.

Foram realizados ensaios em barras curtas com comprimentos iguais a 600 mm e 1000 mm, e em barras longas com comprimentos iguais a 3500 mm. Para um nível de sollicitação igual a 40% da resistência à temperatura ambiente, as barras curtas apresentaram temperaturas críticas variando entre 491 a 630 °C, e tempos de duração dos ensaios entre 32 e 48 minutos. As barras longas, por sua vez, apresentaram temperaturas máximas entre 245 e 565 °C e tempos de duração dos ensaios entre 18 e 57 minutos. A figura 3.3 mostra o esquema de posicionamento do elemento dentro do forno, utilizado nesse estudo.



Figura 3.3 – Posicionamento do elemento dentro do forno. Fonte: Zhao et al (2003)

Em Feng et al (2003c) avaliou-se experimentalmente a força de compressão resistente de perfis de aço formados a frio com seções U e C à temperatura ambiente e em temperaturas elevadas. O trabalho objetivou melhor compreender o comportamento físico e os modos de falha desses elementos, bem como prover resultados experimentais para estudos numéricos. Um total de 52 ensaios de sollicitação ao esforço de compressão foi realizado, dentre os quais, 11 foram em perfis U, 29 em perfis C sem aberturas na alma e 12 em perfis C com aberturas na alma. As barras possuíam 400 mm de comprimento e espessuras iguais a 1,2; 2,0 e 1,5 mm para perfis C e U respectivamente.

Foi observado que barras com dimensões nominais idênticas podem apresentar modos de falha distintos, mesmo para valores muito próximos de força de compressão resistente. Esse é um dos aspectos que demonstra a complexidade de estabelecer uma correlação entre a suscetibilidade de um tipo de seção transversal a um determinado modo de falha, no sentido de estabelecer procedimentos de cálculo. No que se refere às

barras perfuradas, dependendo da espessura dos elementos da seção e da posição do furo, a perfuração pode ter efeito importante sobre a força de compressão resistente das barras, independentemente do valor da temperatura.

Em Mahendran e Ranawaka (2006) foi investigada a força de compressão resistente de perfis de aço formados a frio suscetíveis ao modo de falha distorcional. Foram investigados dois tipos de seção com valores de espessura variando entre 0,6 e 0,95 mm. As seções possuíam valores nominais de resistência à compressão do aço com referência às resistências G250 ($f_y=250$ MPa) e G550 ($f_y=550$ MPa).

Ensaio estacionários foram realizados para o intervalo de temperatura entre 20 e 800°C. De acordo com os resultados, os autores afirmam que a temperatura pode influenciar o modo de falha. Nas investigações, ficaram caracterizados dois modos de falha à temperatura ambiente, a saber, *abas abrindo ou fechando*. Por outro lado, em temperaturas elevadas surgiu um terceiro modo de falha com uma aba abrindo e outra fechando simultaneamente. Os autores destacam que nas investigações realizadas as barras possuíam as mesmas dimensões de seção e comprimentos, bem como a condição de vinculação (engaste) tanto à temperatura ambiente como em temperaturas elevadas. Sendo assim, a única diferença entre os testes seria a temperatura dos ensaios. Contudo, os autores ressaltam que diferentes modos de falha podem ser obtidos para barras com dimensões semelhantes devido às imperfeições geométricas. A figura 3.4, mostra os modos de falha à temperatura ambiente e em temperaturas elevadas obtidos nessa investigação.

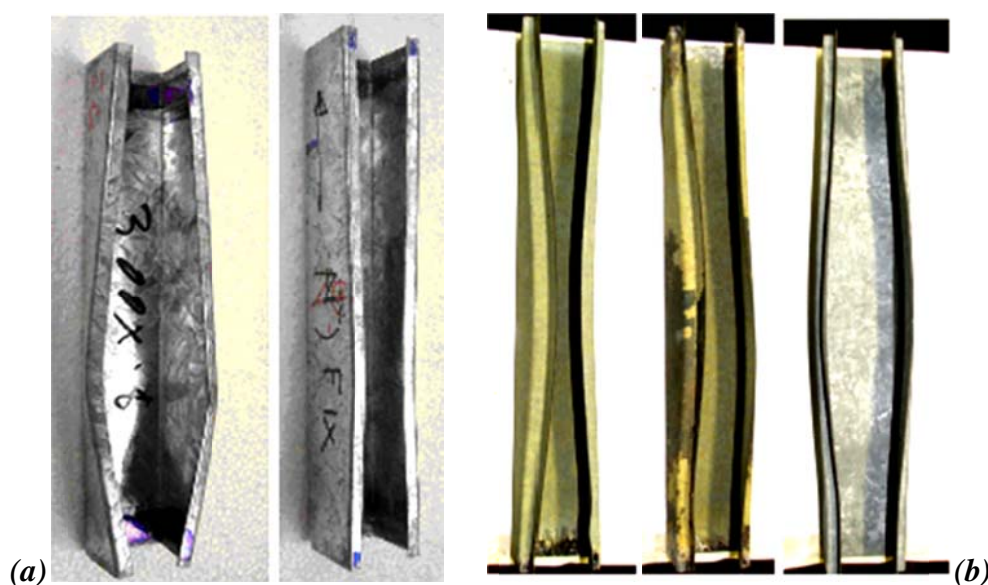


Figura 3.4 – Modos de falha encontrados: (a) à temperatura ambiente e (b) em temperaturas elevadas. Fonte: Mahendran e Ranawaka (2006)

Em Ranawaka e Mahendran (2009) foi realizado um programa experimental para investigar a degradação das propriedades mecânicas do aço formado a frio proveniente da elevação da temperatura. Ensaios de tração foram realizados para determinar as propriedades mecânicas de aços formados a frio com baixa e alta resistência ao escoamento (G250 e G550). Os corpos de prova possuíam espessuras iguais a 0,60, 0,80 e 0,95 mm e foram ensaiados para um intervalo de temperatura entre 20°C e 800°C. De acordo com os resultados, o módulo de elasticidade do aço de baixa resistência sofre degradação semelhante ao do aço de alta resistência. No que se refere à degradação da resistência ao escoamento com a temperatura, o aço de baixa resistência (G250) perde resistência mais rapidamente que o aço de alta resistência (G550).

Os valores de resistência ao escoamento, módulo de elasticidade e curva tensão-deformação obtidos experimentalmente em Ranawaka e Mahendran (2009) foram comparados com as prescrições normativas da BS 5950 Parte 8:1990 e do Eurocode 3 Parte 1.2 (2001). Os autores enfatizam que os fatores de redução disponíveis atualmente não estão a favor da segurança de modo a poderem ser utilizados no dimensionamento de elementos de aço formados a frio em temperaturas elevadas. De acordo com os resultados, ambos os fatores de redução para a resistência ao escoamento do Eurocode 3 Parte 1.2 e da BS 5950 Parte 8 e o módulo de elasticidade do Eurocode 3 Parte 1.2 apresentaram resultados não conservativos, em especial para o intervalo de temperatura entre 300°C e 600 °C. O módulo de elasticidade do Eurocode 3 Parte 1.2 chegou a apresentar diferença máxima de 30% com relação aos resultados experimentais. A figura 3.5 mostra a comparação entre fatores de redução experimentais obtidos nesse trabalho e aqueles do Eurocode 3 parte 1.2 e da BS 5950 Parte 8.

Em Dolamune e Mahendran (2011) foi realizado estudo experimental detalhado sobre as propriedades mecânicas de aços formados a frio em temperaturas elevadas. Foram avaliados dois tipos de aço com dois valores de espessura cada, a saber, G250 com 1,55 mm e 1,95 mm, bem como G450 com 1,50 mm e 1,90 mm. As propriedades do material foram obtidas por meio de ensaios de tração realizados em regime estacionário para valores de temperatura entre 20°C e 700 °C. Os resultados mostram que em altas temperaturas a classe do aço tem influência na resistência ao escoamento, enquanto não se observa influência alguma da espessura sobre a resistência ao escoamento. Em temperatura elevada, o efeito da espessura e da classe do aço sobre o fator de redução do módulo de elasticidade resulta insignificante.

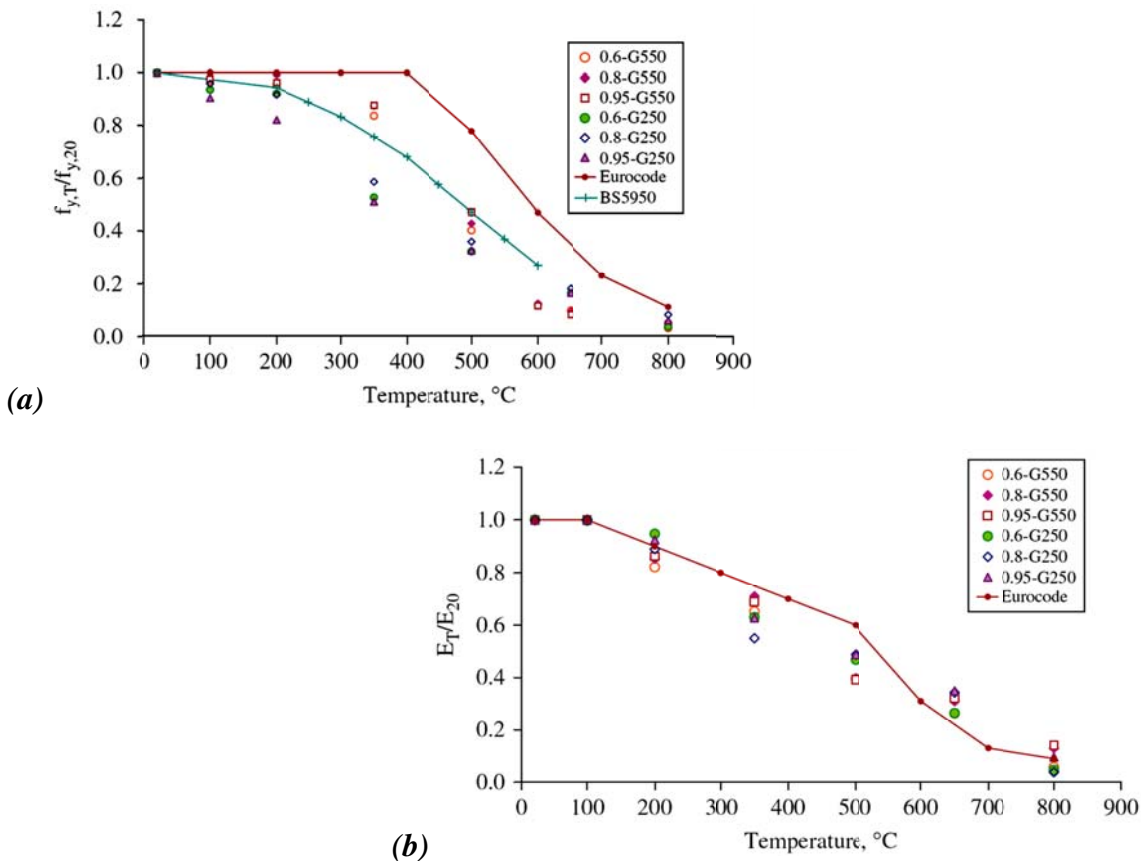


Figura 3.5 – Comparação entre fatores de redução experimentais e de procedimentos normativos vigentes: **(a)** fator de redução da resistência ao escoamento e **(b)** Fator de redução do módulo de elasticidade. Fonte: Ranawaka e Mahendran (2009)

Em Kankanamge e Mahendran (2011) também se fez avaliação da determinação da resistência ao escoamento segundo os critérios da tensão de escoamento convencional (0,2%, *método do offset*) e segundo os critérios da deformação total de 0,5%, 1,5% e 2,0%. Conforme os resultados, os critérios da tensão de escoamento convencional (0,2%, *método do offset*) e da deformação total de 0,5% apresentaram valores próximos para os fatores de redução da resistência ao escoamento. Por outro lado, as resistências ao escoamento obtidas adotando os critérios de deformação total de 1,5% e 2,0% apresentaram valores próximos da resistência de ruptura. Neste sentido os autores sugerem que a resistência ao escoamento do aço formado a frio seja obtida seguindo o critério da tensão de escoamento convencional (0,2%, *método do offset*) ou da deformação total de 0,5% quando da sua avaliação em temperaturas elevadas.

A figura 3.6 mostra a relação entre fatores de redução da resistência ao escoamento e temperatura, para os critérios de determinação da tensão de escoamento investigados na última referência.

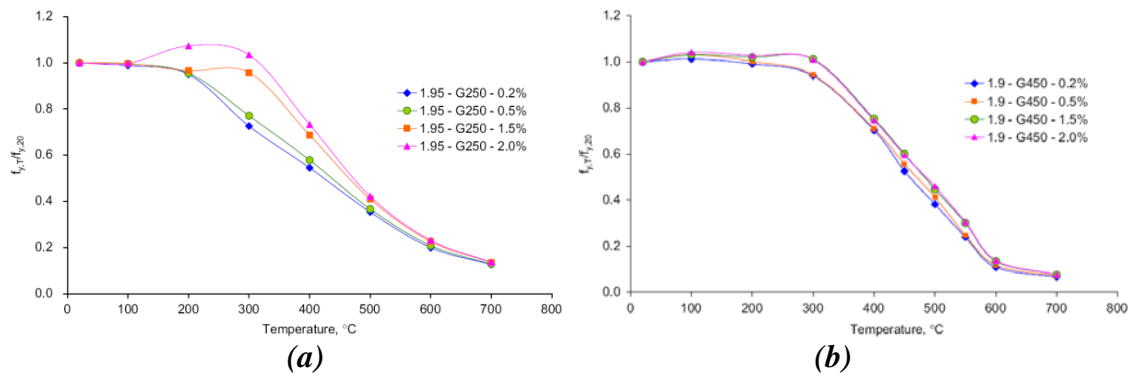


Figura 3.6 – Fatores de redução da resistência ao escoamento versus temperatura para diferentes critérios de determinação da tensão de escoamento: **(a)** $t = 1,95$ mm e G250 e **(b)** $t = 1,90$ mm e G450. Fonte: Kankanamge e Mahendran (2011)

3.3 ESTUDOS NUMÉRICOS

Em geral, os estudos numéricos têm como objetivo calibrar modelos para investigações paramétricas. Uma vez que as investigações experimentais demandam alto custo pecuniário e de tempo proporcionando, em geral, um pequeno número de resultados por pesquisa, as análises numérica vêm a colaborar para o entendimento do comportamento dos elementos de aço formados a frio em temperaturas elevadas devido à flexibilidade destas análises em termos da capacidade de avaliação de uma gama de variáveis. Os resultados numéricos também são utilizados para a aferição de procedimentos de cálculo à temperatura ambiente para seu uso sob altas temperaturas.

Em Feng et al (2003d) se fez investigação numérica sobre a força de compressão resistente de perfis de aço formados a frio com seção C100x54x15x1,2, submetidos a uma elevação de temperatura com distribuição não uniforme na seção. As barras possuíam comprimentos iguais a 300 mm e 2000 mm, e as simulações foram realizadas para tempos de resistência ao fogo iguais a 15, 30, 45, 60, 90 e 120 minutos. O comportamento do aço foi descrito pela relação tensão vs deformação do Eurocode 3 parte 1.2 (1995) juntamente com os valores mensurados de resistência ao escoamento e módulo de elasticidade. As simulações foram realizadas no código ABAQUS. A figura 3.7 mostra a condição de exposição ao fogo dos perfis investigados nesse trabalho.

Conforme resultados apresentados na última referência, para barras curtas o efeito da distribuição não uniforme implica (simplesmente) na redução da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade do aço. Por outro lado, para barras longas o

efeito de encurvamento causado pelo gradiente térmico é bastante relevante. Ainda, de acordo com os resultados, foi verificado que simplificações podem ser efetuadas no que se refere à distribuição da temperatura na seção transversal como, por exemplo, pode ser adotado um modelo com distribuição linear na alma e constante nas mesas e enrijecedores para fins de modelagens numéricas e procedimentos manuais de cálculo, sem que haja perdas significativas de precisão nos resultados. A figura 3.8 mostra o esquema da simplificação adotada para a distribuição de temperatura da seção do perfil.

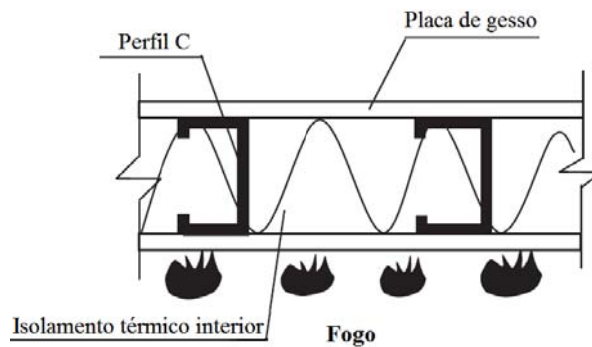


Figura 3.7 – Painel com montantes em perfis C placas de gesso e isolamento térmico interior: condição de exposição ao fogo. Adaptado de: Feng et al (2003d)

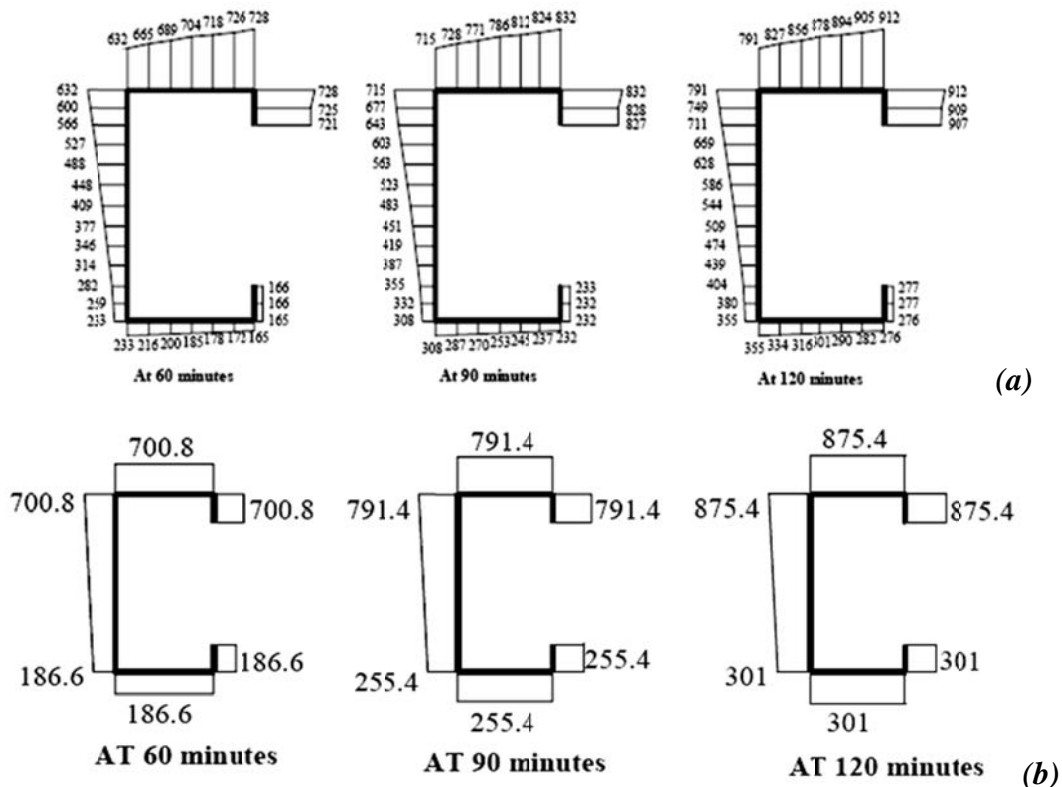


Figura 3.8 – Distribuição da temperatura na seção transversal do perfil C 100x54x15x1,2 com uma placa de gesso nas bordas e isolamento térmico interior: (a) distribuição real e (b) simplificação adotada. Adaptado de: Feng et al (2003d)

A tabela 3.1 apresenta resultados das forças últimas previstas por meio da distribuição real da temperatura e da simplificação adotada, obtidas nesse trabalho.

Tabela 3.1 - Forças últimas previstas: perfil C - 300 mm de comprimento com uma placa de gesso nas bordas. Adaptada de: Feng et al (2003d)

Tempo (min)	Força última (kN)	
	Distribuição de temperatura em:	
	Figura 3.8a	Figura 3.8b
15	55,5	55,2
30	41,2	39,9
45	22,6	20,1
60	15,1	12,1
90	9,2	7,08
120	5,4	5,07

Em Feng et al. (2004) é apresentada proposta de análise numérica em perfis de aço formados a frio comprimidos em temperaturas elevadas para avaliar a sensibilidade da força de compressão resistente quanto às imperfeições geométricas e quanto à relação tensão-deformação, bem como avaliar procedimentos de dimensionamento vigentes. As barras possuíam seção quadrada RHS 200 x 200 x 5 e com comprimentos iguais a 2000 mm, 4000 mm e 8000 mm. As imperfeições geométricas foram adotadas nas formas dos modos de falha local e global, com amplitudes iguais a $h/200$, t , $10\%t$ e $50\%t$; e $L/1000$ e $L/500$, respectivamente, onde h é a largura da seção transversal, t é a espessura e L é o comprimento das barras, com h , t e L em mm. Cada tipo de imperfeição foi avaliado de forma isolada e, em seguida, de forma associada (conjunta).

Para a relação tensão-deformação foram adotados modelos propostos em Outinem (1999) apud Feng et al. (2004), do Eurocode 3 parte 1.2 (2001), e o modelo elasto-plástico perfeito aplicados a dois valores de temperatura, a saber, 400 °C e 600 °C. De acordo com os resultados da análise isolada das imperfeições, é válido direcionar mais atenção para mensurar a amplitude da imperfeição global do que a da local. A variação da força de compressão resistente observada para as barras suscetíveis ao modo local ao se duplicar a amplitude da imperfeição local resultou igual a 10%, enquanto que nas barras suscetíveis ao modo global esta variação resultou igual a 15% ao se duplicar a amplitude da imperfeição global.

No que se refere ao estudo das imperfeições de forma conjunta, os resultados apontam que a força de compressão resistente de uma barra suscetível a um tipo de

imperfeição inicial é “apenas” levemente afetada pela adição de outros tipos de imperfeições iniciais diferentes. Nesse sentido, os autores defendem que a adoção do modo de falha mais baixo para representar numericamente as imperfeições geométricas iniciais é satisfatório. Por fim, a forma da curva tensão-deformação do aço formado a frio tem perceptível efeito sobre a força última alcançada, conforme resultados obtidos nesse trabalho, apresentados na tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Comparação entre as forças últimas obtidas usando modelos constitutivos diferentes. Adaptada de: Feng et al. (2004)

Comprimento (mm)	Temp (°C)	Imperfeição inicial		Força última (kN) para a relação tensão deformação de:		
		Forma	Amplitude máxima	Outinem (1999)	EN1993- 1.2 (2001b)	Elastoplástico perfeito
2000	amb			1204,6	1330,5	1330,5
	400	Modo local	$h/200 =$ 1 mm	797,99	764,3	886,9
	600			451,88	350,8	403

Em Ranawaka e Mahendran (2010) foram realizadas análises numéricas para investigar o comportamento do modo elástico de estabilidade distorcional em perfis de aço formados a frio comprimidos em temperaturas elevadas com distribuição uniforme. Os modelos numéricos foram construídos em concordância com os perfis investigados experimentalmente e foram analisados para seis valores de temperatura no intervalo entre 20°C e 800 °C, considerando os apoios como engastados.

Foram modelados dois tipos de seção transversais, a saber, perfis C com e sem enrijecedor adicional com três valores de espessuras iguais a 0,60, 0,80 e 0,95 mm, bem como dois valores de resistência ao escoamento, G250 e G550. Os comprimentos das barras foram escolhidos de forma que o modo distorcional fosse dominante sobre os demais. Três formas de apresentação do modo de falha distorcional foram investigadas, a saber, abas abrindo, abas fechando e uma aba abrindo e outra fechando.

Nesse estudo foram consideradas as imperfeições geométricas iniciais e as tensões residuais. Conforme os resultados, a diferença entre as forças de compressão resistentes obtidas para as três formas de apresentação do modo de falha distorcional é desprezível. Outrossim, a influência das tensões residuais sobre a força de compressão resistente é desprezível. Por outro lado, existe influência considerável da magnitude das

imperfeições iniciais sobre a força de compressão resistente. A figura 3.9 apresenta comparações entre os modos de falha, experimental e numérico, obtidos nesse trabalho.

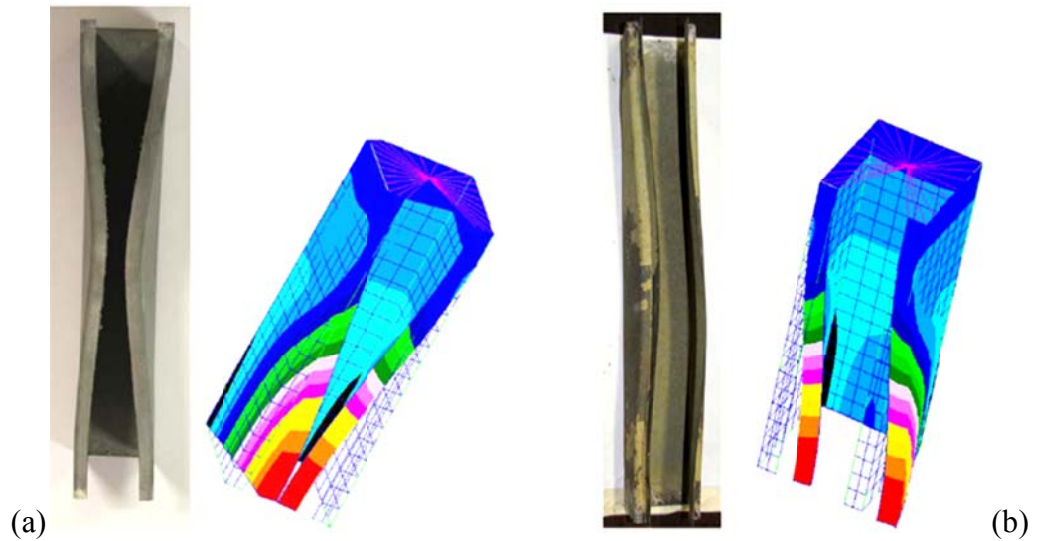


Figura 3.9 – Comparação entre os modos de falha obtidos experimentalmente e numericamente: (a) duas mesas fechando, (b) uma mesa abrindo e outra mesa fechando.

Fonte: Ranawaka e Mahendran (2010)

3.4 ASPECTOS NORMATIVOS

Atualmente, uma das questões mais relevantes no que se refere aos elementos de aço formados a frio é a necessidade de estabelecer procedimentos simplificados de cálculo para o dimensionamento desses elementos em temperaturas elevadas, uma vez que as normas vigentes referentes aos mesmos são limitadas à verificação em temperatura ambiente.

Em geral os documentos normativos atualmente em vigor para o dimensionamento a temperaturas elevadas de elementos de aço soldados e laminados permitem que sejam utilizados seus procedimentos simplificados para o dimensionamento de elementos de aço formados a frio no entanto com algumas limitações. Todavia é interessante destacar que:

- *Algumas particularidades dos elementos de aço formados a frio a altas temperaturas não estão contempladas nesses procedimentos. Por exemplo, os resultados apresentados em Mahendran e Ranawaka (2006) apontam a necessidade de realizar procedimentos distintos para aços formados a frio de baixa e alta resistência. De acordo com os resultados dessa referência, embora a redução do módulo de*

elasticidade seja semelhante para o aço formado a frio com alta e baixa resistência ao escoamento, o mesmo não acontece para a resistência ao escoamento;

- *Algumas recomendações feitas nesses procedimentos referente aos elementos de aço formados a frio podem conduzir a dimensionamentos antieconômicos, como por exemplo, a recomendação feita pelo Eurocode 3 parte 1.2:2005, ao limitar a temperatura crítica a 350°C para elementos com seção classe 4, na qual o mesmo Eurocode 3 parte 1.2 tem enquadrado os elementos de aço formados a frio. Pesquisas mostram que a temperatura crítica alcançada pelos elementos de aço formados a frio podem ultrapassar esse valor.*

As investigações recentemente realizadas têm colaborado para trazer à tona e elucidar questões referentes ao uso desses procedimentos simplificados de cálculo para o dimensionamento de elementos de aço formados a frio em temperaturas elevadas.

Em geral o que se verifica na literatura (ou no meio técnico-científico) é uma tendência em utilizar os procedimentos de cálculo desenvolvidos para os elementos de aço formados a frio à temperatura ambiente na verificação desses a temperaturas elevadas, aplicando uma redução nas propriedades mecânicas devido à degradação térmica. Exemplo disso é o estudo realizado em Wang e Davies (2000) onde se avaliou a possibilidade de utilizar o método simplificado de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 (1996) para o dimensionamento a temperaturas elevadas de pilares de aço formados a frio, utilizando a estratégia supracitada. Em todo caso, ressalta-se que essa estratégia necessita ser validada por um número representativo de resultados experimentais e numéricos.

Em Heva (2009) se corrobora que, até o presente momento, a quantidade de resultados numéricos e experimentais não é suficiente para validar o uso dos procedimentos de cálculo à temperatura ambiente no dimensionamento de elementos de aço formados a frio submetidos à compressão em temperaturas elevadas.

Nesse sentido, é crescente o número de pesquisas envolvendo estudos numéricos e investigações experimentais de modo a contribuir para a consolidação de um procedimento simplificado de dimensionamento em temperaturas elevadas para os elementos de aço formados a frio, em especial, para os elementos comprimidos. No que se refere a avaliação de procedimentos normativos, essas pesquisas estão divididas em investigações dos tipos:

- *Experimental-normativa: (1) Comparação entre resultados de resistência a temperaturas elevadas obtidos experimentalmente com aqueles obtidos via métodos simplificados de cálculo, (2) Comparação entre os resultados de resistência obtidos por meio de métodos de cálculo simplificados aplicando fatores de redução obtidos experimentalmente com aqueles obtidos com fatores de redução apresentados nos procedimentos normativos;*
- *Numérica-normativa: Comparação entre os resultados de resistência a temperaturas elevadas obtidos por meio de modelos numéricos validados por resultados experimentais com aqueles obtidos via métodos simplificados de cálculo.*

3.4.1 Trabalhos desenvolvidos

Em Wang e Davies (2000) foi realizada investigação preliminar sobre o cálculo do esforço resistente a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio por meio de métodos de cálculo simplificados. Nesse trabalho foi avaliada a possibilidade de utilizar o método simplificado de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 (1996) para o dimensionamento a temperaturas elevadas de pilares de aço formados a frio com seção C aplicando redução nas propriedades mecânicas devido à degradação térmica.

Segundo a última referência, para utilizar essa estratégia deve-se considerar as reduções de resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade, momento adicional devido ao efeito de encurvamento da barra (proveniente dos efeitos térmicos) e deslocamento do centróide efetivo. De acordo com os resultados desse trabalho, essa estratégia tem potencial para ser uma ferramenta adequada para uso prático no dimensionamento de elementos de aço formados a frio. Outrossim, para elementos comprimidos à temperatura uniforme, a recomendação do Eurocode 3 parte 1.2 (1995) ao limitar a temperatura nos elementos com seção classe 4 a 350 °C é muito conservadora.

Em Feng et al (2003a) foi realizada investigação em que o procedimento do Eurocode 3 parte 1.3 (1993) foi utilizado para avaliar a força de compressão resistente de barras curtas com distribuição de temperatura uniforme na seção. Nesse estudo foram avaliados o uso dos fatores de redução de resistência ao escoamento do Eurocode 3 parte 1.2 (2001) e aqueles apresentados em Outinem (1999).

Após extensiva comparação entre os resultados experimentais das barras curtas com aqueles obtidos por meio do método simplificado de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3, concluiu-se que ao adotar as modificações inerentes à resistência ao escoamento e módulo de elasticidade, o corrente método pode ser facilmente modificado para considerar a mudança de comportamento devido à temperatura. Outrossim, o modelo de comportamento do aço a temperaturas elevadas, em condição estacionária, proposto em Outinen (1999), conduziu a melhores correlações entre os resultados experimentais e aqueles obtidos por meio do Eurocode 3 parte 1.3, do que o modelo do aço em temperaturas elevadas do Eurocode 3 parte 1.2.

Em Feng et al (2003d) foi realizada uma investigação numérica sobre o comportamento e força de compressão resistente de elementos de aço formados a frio em temperaturas elevadas. Os resultados numéricos desse trabalho obtidos via ABAQUS foram utilizados para avaliar o uso do método simplificado de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 (2001) para pilares de aço formados a frio (seção C100x54x15x1,2), com distribuição não uniforme de temperatura na seção transversal. Nesse trabalho, as modificações realizadas nos procedimentos do Eurocode 3 parte 1.3 para o uso a temperaturas elevadas foram semelhantes àquelas realizadas em Wang e Davies (2000). Segundo os resultados desse trabalho, realizando as modificações supracitadas, é possível adotar o método de cálculo simplificado do Eurocode 3 parte 1.3 para o dimensionamento de pilares de aço formados a frio com distribuição de temperatura não uniforme na seção transversal com boa precisão.

Em Feng et al. (2004) é apresentada uma análise numérica em elementos de aço formados a frio com seção tubular quadrada. O objetivo desse trabalho foi avaliar, em temperaturas elevadas, a sensibilidade da força de compressão resistente quanto às imperfeições geométricas e relação tensão-deformação, bem como avaliar a aplicação dos métodos de cálculo simplificados para o dimensionamento desses elementos em temperaturas elevadas. Nesse trabalho foram avaliadas duas possibilidades de realizar o dimensionamento dos elementos tubulares, a saber, utilizando: (1) o método simplificado de cálculo do Eurocode 3 parte 1.2 (2001) e (2) o método simplificado de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 (2001) com as devidas alterações na resistência ao escoamento e módulo de elasticidade por meio de fatores de redução.

De acordo com os resultados apresentados em Feng et al. (2004), a curva de dimensionamento à compressão do Eurocode 3 parte 1.3 com as devidas modificações

para considerar os efeitos da temperatura, mostrou-se menos adequada para realizar a verificação a temperatura elevadas dos elementos tubulares investigados do que a curva de dimensionamento à compressão do Eurocode 3 parte 1.2. Embora a curva de dimensionamento à compressão do Eurocode 3 parte 1.2 tenha sido originalmente desenvolvida para os perfis pesados (laminados a quente ou soldados), forneceu resultados mais próximos dos valores de referência obtidos via ABAQUS (2001) do que a curva de dimensionamento à compressão do Eurocode 3 parte 1.3 com as devidas modificações, conforme resultados desse trabalho, reproduzidos na tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Comparação entre as forças últimas obtidas via ABAQUS e via métodos simplificados de cálculo do Eurocode 3 - 1.2 e 1.3. Adaptada de: Feng et al. (2004)

Comprimento (mm)	Temp (°C)	Imperfeição inicial amplitude máxima		Modelo constitutivo		
		Local (mm)	Global (mm)	EN1993-1-2		
				ABAQUS	EN1993-1-3 Modificado	EN1993- 1-2
2000	amb			1330,5	1319,8	1218,5
	400		0	764,3	883,5	795,9
	600	h/200 =		350,8	401,2	366,4
	amb	1		1234,0	1131,1	1029,4
	400		0	762,2	762,0	679,3
	600			348,9	344,8	310,9

Em Mahendran e Ranawaka (2006) foi investigada a possibilidade de utilizar a curva de dimensionamento à compressão da norma Australiana AS/NZS 4600, referente ao modo de falha distorcional para fins de verificação em temperaturas elevadas. Outrossim, foi avaliada a aplicação do Método da Resistência Direta para altas temperaturas. O estudo foi realizado em dois tipos de seções com espessuras variando entre 0,6 e 0,95 mm, resistência ao escoamento dos aços G250 e G550 e para o intervalo de temperatura entre 20°C e 800 °C. A degradação das propriedades do aço foi incluída no procedimento de cálculo normativo para obter a força de compressão resistente das barras para cada valor de temperatura investigado. As forças de compressão resistentes obtidas via AS/NZS 4600 foram comparadas àquelas obtidas experimentalmente e algumas recomendações foram feitas a respeito dos procedimentos em vigor.

De acordo com os resultados apresentados na última referência, a norma Australiana se aplicou bem para temperatura ambiente, entretanto passou a apresentar resultados não conservadores quando de sua aplicação para a verificação de barras comprimidas (suscetíveis ao modo distorcional) sob altas temperaturas. Nesse sentido,

ficou como sugestão dos autores investigar melhor a aplicação do procedimento normativo em vigor para altas temperaturas. Além disso, os autores sugerem que as equações sejam modificadas mediante resultados experimentais e numéricos adicionais.

Ainda de acordo com a última referência, o Método da Resistência Direta prevê razoavelmente a força resistente de barras comprimidas em temperaturas elevadas. Entretanto, para a maioria das barras investigadas, esse método resultou contra a segurança. Sendo assim, a aplicação do Método da Resistência Direta para a verificação de barras comprimidas sob altas temperaturas também precisa ser melhor avaliada.

Em Heva e Mahendran (2008) é apresentada uma série de ensaios experimentais em perfis de aço formados a frio à temperatura ambiente e em temperaturas elevadas acima de 700 °C. O objetivo do trabalho foi melhor compreender o modo local de falha em altas temperaturas e avaliar a eficiência dos métodos de dimensionamento das normas Australiana e Europeia em estimar a capacidade resistente ao modo local de perfis de aço formados a frio comprimidos sob altas temperaturas.

Para tanto foram investigados perfis curtos com seções C e U e espessuras de 0,95, 1,90 e 1,95 mm. Os perfis foram adotados segundo duas classes de aço, a saber, aço de baixa resistência (G250) e de alta resistência (G450/G550). As dimensões dos perfis foram adotadas de modo a obter os modos locais desejados para cada seção, a saber, modo local de alma para os perfis C e modo local das abas para os perfis U. Para tanto foi utilizado o código computacional CUFSM, para realizar análises em faixas finitas em cada seção. O código CUFSM foi desenvolvido pelo professor Ben Schafer da Johns Hopkins University, e permite realizar análises de estabilidade elástica utilizando o método de faixas finitas semi-analítico.

De acordo com os resultados apresentados em Heva e Mahendran (2008) é razoável utilizar as propriedades mecânicas reduzidas devido à degradação sofrida em altas temperaturas juntamente com os procedimentos à temperatura ambiente no que se refere ao dimensionamento à compressão de barras curtas de aço formadas a frio suscetíveis ao modo de falha local. Segundo os autores, o método é mais indicado para perfis com enrijecedor de borda, perfis C, e conservador para perfis sem enrijecedor de borda, perfis U.

Por outro lado, os mesmos resultados mostram que limitar a temperatura a 350 °C, conforme recomendação do Eurocode 3 parte 1.2 (2005), pode conduzir a resultados muito conservadores uma vez que perfis de aço formados a frio submetidos à

compressão é capaz de alcançar temperaturas bem maiores que o valor limite de temperatura recomendado. Segundo os autores, o método apresentado pelo Eurocode 3 parte 1.2, o qual sugere que seja utilizada a largura efetiva em temperatura ambiente juntamente com a redução da resistência ao escoamento em temperaturas elevadas não é preciso. A figura 3.10 mostra resultados de comparação entre as força últimas experimentais e normativas obtidas nesse trabalho.

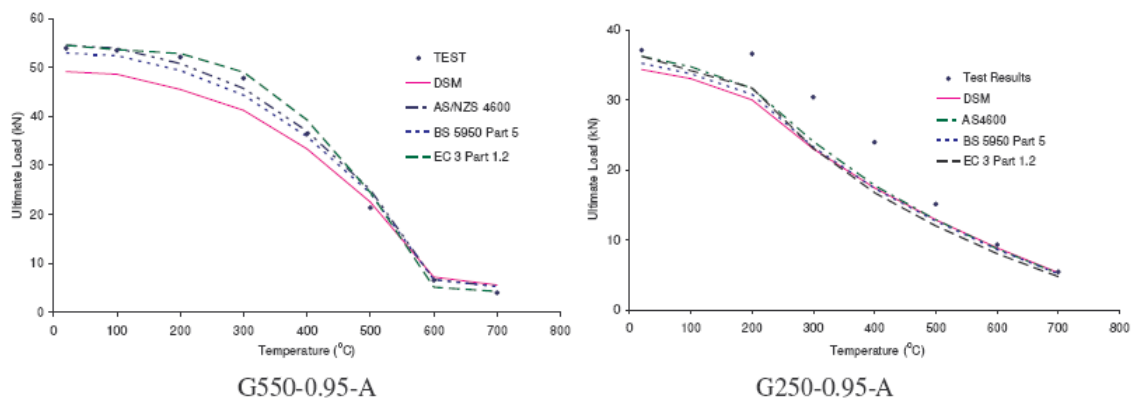


Figura 3.10 – Força última em função da temperatura: perfil C com espessura de 0,95 mm e aços de classe G550 e G250. Fonte: Heva e Mahendran (2008)

Em Wang e Shahbazian (2011), foi avaliada a aplicabilidade do Método da Resistência Direta (MRD) para calcular a força de compressão resistente referente ao modo *local* de elementos de aço formados a frio com distribuição de temperatura uniforme e não uniforme na seção. A avaliação foi realizada comparando os resultados obtidos por meio do MRD e aqueles obtidos por modelos numéricos construídos no código ABAQUS, validados por resultados experimentais apresentados em Feng et al (2003c).

Os elementos tinham seção C100x50x15xt (t variando de 0,8 a 1,5 mm), resistência ao escoamento e módulo de elasticidade de 350 MPa e 205 GPa respectivamente. A relação constitutiva a elevadas temperaturas foi adotada igual a do Eurocode 3 parte 1.2 (2005). A distribuição da temperatura na seção foi considerada constante nas abas e enrijecedores e linear na alma. Foram consideradas imperfeições geométricas iniciais local e global, adotadas como os modos de flambagem elástico e com amplitude de $L/500$ para a global e máxima amplitude igual à espessura para a local. De acordo com os resultados, para a distribuição uniforme as equações do MRD são diretamente aplicáveis sem necessidade de alguma alteração nas mesmas. Para as

seções com distribuição não uniforme, o MRD pode ser utilizado, entretanto uma nova curva para o modo local deve ser utilizada. As figuras 3.11 e 3.12 apresentam comparações entre os resultados obtidos pelo MRD e aqueles obtidos experimentalmente e pelo métodos dos elementos finitos, para os casos de distribuição uniforme e não uniforme de temperaturas, investigados nesse trabalho.

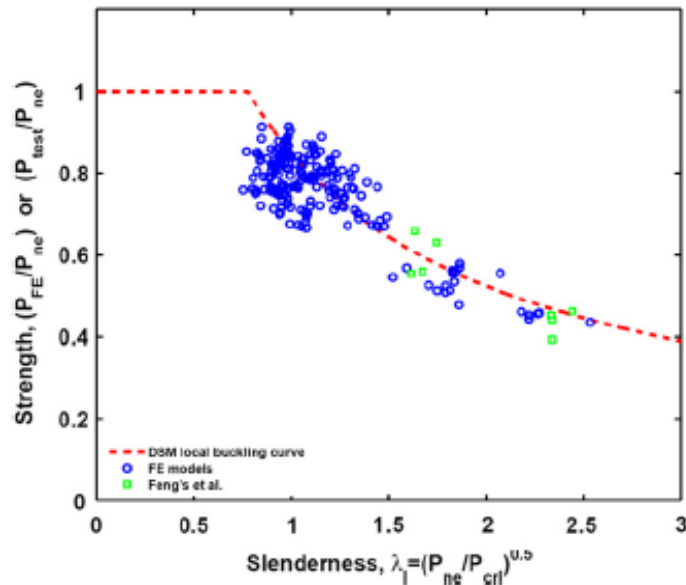


Figura 3.11 – Comparação entre os resultados do MEF e aqueles calculados usando as equações do MRD para o modo local – *distribuição de temperatura uniforme*.
Fonte: Wang e Shahbazian (2011)

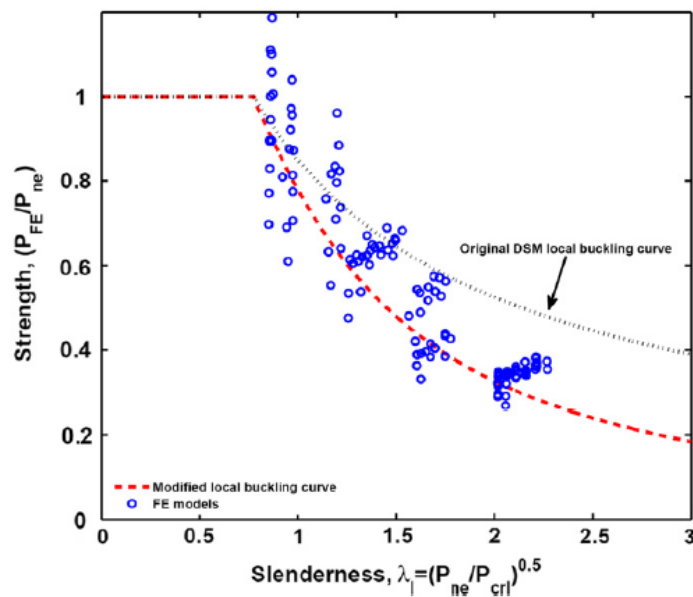


Figura 3.12 – Comparação entre os resultados do MEF e aqueles calculados usando as equações do MRD para o modo local: *Equações modificadas para considerar a distribuição de temperatura não uniforme*. Fonte: Wang e Shahbazian (2011)

Em Wang e Shahbazian (2012) foi avaliada a aplicabilidade do Método da Resistência Direta (MRD) para calcular a força de compressão resistente, agora referente ao modo *distorcional* de elementos de aço formados a frio com distribuição de temperatura uniforme e não uniforme na seção. A avaliação foi realizada seguindo a mesma metodologia utilizada em Wang e Shahbazian (2011), comparando os resultados obtidos pelo MRD àqueles obtidos por modelos numéricos construídos no ABAQUS, validados por resultados experimentais apresentados em Feng et al (2003c).

Nesse trabalho foram investigados elementos com seção C simples, C simples com um enrijecedor na alma, C simples com dois enrijecedores na alma e espessura de 2 ou 2,5 mm. Foram tomados três valores para a resistência ao escoamento a temperatura ambiente, 350 MPa, 450MPa e 550MPa e módulo de elasticidade de 205 GPa. A distribuição da temperatura na seção foi considerada constante nas abas e enrijecedores e linear na alma. A relação constitutiva a elevadas temperaturas foi adotada igual a do Eurocode 3 parte 1.2 (2005). De acordo com os resultados, para a distribuição uniforme as equações do MRD são diretamente aplicáveis porém com necessidade de alguma alteração nas mesmas para melhorar acurácia do método. Para as seções com distribuição não uniforme, o MRD pode ser utilizado, entretanto uma nova curva para o modo distorcional deve ser utilizada. As figuras 3.13 e 3.14 mostram as comparações entre os resultados obtidos pelo MRD e aqueles obtidos experimentalmente e via MEF, para os casos de distribuição uniforme e não uniforme de temperatura investigados.

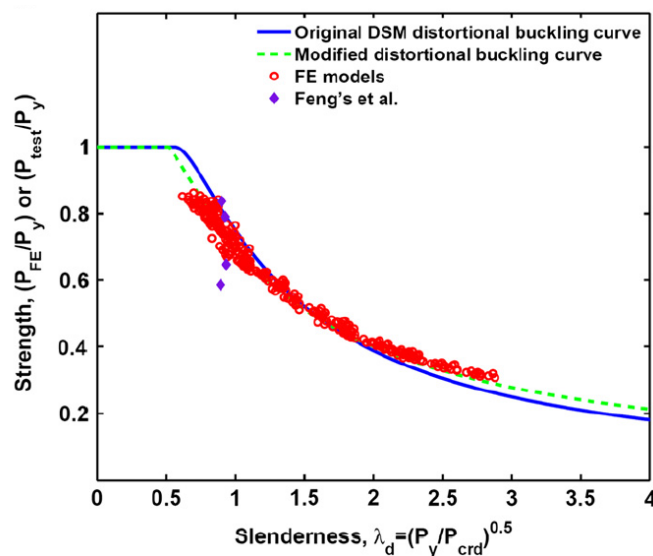


Figura 3.13 – Comparação entre os resultados do MEF e aqueles calculados usando as equações do MRD para o modo distorcional – *distribuição de temperatura uniforme*.

Fonte: Wang e Shahbazian (2012)

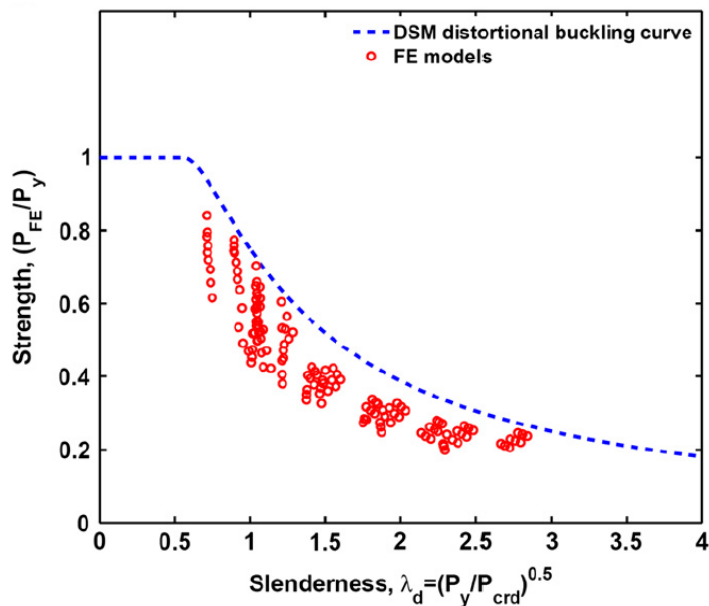


Figura 3.14 – Comparação entre os resultados do MEF e aqueles calculados usando as equações do MRD para o modo distorcional – *distribuição de temperatura não uniforme*.

Fonte: Wang e Shahbazian (2012)

Vale lembrar que o Método da Resistência Direta foi adotado pelo AISI como método alternativo de cálculo e está apresentado no Apêndice I dessa mesma norma e é descrito no item 3.5.4 desta tese.

3.5 PROCEDIMENTOS SIMPLIFICADOS DE CÁLCULO

3.5.1 Método simplificado de cálculo – Eurocode 3 parte 1.2 (2005)

3.5.1.1 Escopo

O método de cálculo simplificado do Eurocode 3 parte 1.2 foi estabelecido para os elementos de aço laminados a quente e soldados. Entretanto, por meio da inserção dos fatores de redução de resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade nos procedimentos de cálculo para as seções classe 4 (seções que não podem atingir a sua resistência elástica devido ao risco de ocorrência de instabilidade local) nos procedimentos de verificação dos elementos de aço laminados e soldados o escopo do Eurocode 3 parte 1.2 foi estendido aos elementos de aço formados a frio.

3.5.1.2 Simplificações e limitações

A estenção do método de cálculo simplificado dos elementos de aço laminados e soldados aos elementos de aço formados a frio trouxe consigo uma série de simplificações, cuja relevância tem sido avaliada. Seguem breves comentários sobre algumas dessas simplificações:

1 – O Eurocode 3 Parte 1.2 recomenda o mesmo fator de redução da resistência ao escoamento para as seções classe 4, sejam elementos pesados (laminados a quente e soldados) ou elementos de aço formados a frio.

(*) Ressalva: O comportamento dos elementos pesados e dos formados a frio é distinto. Conforme destacado em Mahendran e Ranawaka (2009), a redução da resistência ao escoamento do aço formado a frio é maior que a dos laminados a quente.

2 – O Eurocode 3 Parte 1.2 recomenda o mesmo fator de redução da resistência ao escoamento para diferentes classes de aço.

(*) Ressalva: Conforme menciona-se em Mahendran e Ranawaka (2009) sobre texto do SCI, esse aspecto não se faz tão relevante para os perfis pesados. A redução da resistência ao escoamento do aço laminado a quente não varia muito com a classe do aço. Por outro lado, conforme referência supracitada, os fatores de redução de resistência para aço de baixa e alta resistência podem apresentar diferenças significativas no caso do aço formado a frio.

3 – No Eurocode 3 parte 1.2 recomenda-se que seu método de cálculo simplificado pode ser utilizado para as seções classe 4, na qual têm sido enquadradas pelo mesmo Eurocode 3 parte 1.2 as seções dos elementos de aço formados a frio, desde que a temperatura crítica seja menor que 350 °C.

(*) Ressalva: De acordo com os resultados das investigações realizadas em Wang e Davies (2000) e Heva e Mahendran (2008), essa sugestão é demasiado conservadora uma vez que elementos de aço formados a frio podem alcançar temperaturas bem maiores que esse limite.

4 – O Eurocode 3 parte 1.2 não prevê a verificação quanto à instabilidade distorcional.

(*) Ressalva: Este é um possível modo de falha para elementos de aço formados a frio e pode ser o modo que comanda o dimensionamento do elemento. Nesse sentido, não

realizar a sua verificação pode comprometer o dimensionamento. Estudos têm sido realizados, onde se faz a estimativa da força de compressão resistente de cálculo em temperatura elevada referente ao modo distorcional por meio dos procedimentos das normas Australiana AZS 4600 e do Método da Resistência Direta como, por exemplo, os estudos apresentados em Mahendran e Ranawaka (2006), Ranawaka (2006) e Wang e Shahbazian (2012).

5 – O efeito de encurvamento devido à distribuição de temperatura não uniforme na seção não é considerado no método simplificado de cálculo do Eurocode 3 parte 1.2.

(*) Ressalva: Esse efeito pode afetar de forma significativa a estabilidade de elementos comprimidos ou flexo comprimidos submetidos ao aquecimento diferenciado das partes constituintes de sua seção transversal (abas, enrijecedores e alma).

Alguns estudos foram desenvolvidos investigando possíveis modificações nos procedimentos de cálculo do Eurocode 3 parte 1.2 para considerar o último efeito mencionado. Por exemplo, em Wang e Davies (2000) e Feng et al. (2003d) foi avaliada uma forma de considerar o efeito da distribuição de temperatura não uniforme na seção sobre a força de compressão resistente em temperaturas elevadas determinada com o método de cálculo simplificado do Eurocode 3 parte 1.3 (1996).

Basicamente, a estratégia utilizada nessas referências consistiu em inserir de forma indireta o efeito do gradiente térmico nos procedimentos de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3. Globalmente, o efeito do gradiente térmico é o encurvamento da barra. Sendo assim, nesses estudos foi inserido nos procedimentos do Eurocode 3 parte 1.3 um momento solicitante adicional, calculado pelo produto da flecha a meio vão proveniente da encurvadura (δ_{\max}) pela força normal solicitante (P), conforme equações 3.1 e 3.2. Esse momento adicional é inserido na parcela de momentos solicitantes adicionais $\Delta M_{y,sd}$, conforme equações 3.3 e 3.4, os quais são previstos no procedimento do Eurocode 3 parte 1.3.

$$M_{y,sd} + \Delta M_{y,sd} = P(\delta_{\max} - e_z) \quad (3.1)$$

$$\delta_{\max} = \frac{\alpha \Delta \theta L^2}{8D} \quad (3.2)$$

Nas equações 3.1 e 3.2, valem:

e_z , deslocamento do centroide efetivo, conforme figura 3.15.

δ_{max} , máxima deflexão lateral, provocada pelo gradiente térmico

$\Delta\theta$, diferença de temperatura na seção, em °C

D, profundidade da seção (largura ou altura da seção)

L, comprimento da barra

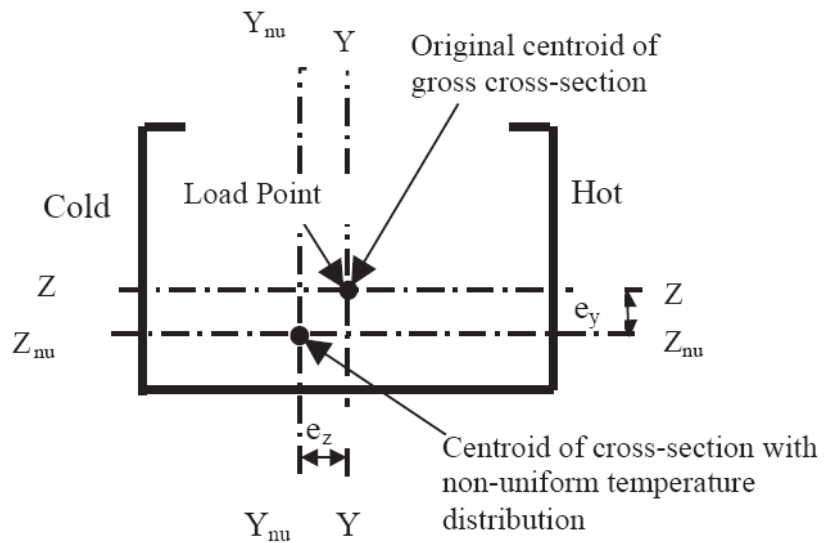


Figura 3.15 – Centróide efetivo de uma seção C submetida a uma distribuição de temperatura não uniforme. Fonte: Feng et al. (2003d)

$$\frac{N_{sd}}{\chi_{min} f_{yb} A_{eff}} + \frac{k_y (M_{y,sd} + \Delta M_{y,sd})}{f_{yb} W_{eff,y,com}} + \frac{k_z (M_{z,sd} + \Delta M_{z,sd})}{f_{yb} W_{eff,z,com}} \leq 1 \quad (3.3)$$

$$\frac{N_{sd}}{\chi_{lat} f_{yb} A_{eff}} + \frac{k_y (M_{y,sd} + \Delta M_{y,sd})}{\chi_{LT} f_{yb} W_{eff,y,com}} + \frac{k_z (M_{z,sd} + \Delta M_{z,sd})}{f_{yb} W_{eff,z,com}} \leq 1 \quad (3.4)$$

Nas equações 3.3 e 3.4, valem:

N_{sd} , normal solicitante de cálculo

$M_{y,sd}$ e $M_{z,sd}$, momentos solicitantes de cálculo, segundo eixos y-y e z-z

$\Delta M_{y,sd}$ e $\Delta M_{z,sd}$, momentos solicitantes de cálculo adicionais, segundo eixos y-y e z-z, devido ao deslocamento do centroide efetivo

A_{eff} , área efetiva

$W_{eff,y,com}$ e $W_{eff,z,com}$, módulo elástico da seção segundo eixos y-y e z-z

k_y e k_z , fator de modificação que leva em consideração a não uniformidade da distribuição do momento, segundo eixos y-y e z-z.

χ_{\min} , menor entre os fatores de redução dos modos de instabilidade global segundo eixos y-y e z-z, torção ou flexo torção.

χ_{lat} , menor entre os fatores de redução dos modos de flexão em torno do eixo z-z, flexo torção ou distorcional.

χ_{LT} , fator de redução do modo de instabilidade lateral com torção em torno do eixo de maior inércia (y-y)

f_{yb} , valor de projeto da resistência ao escoamento em temperaturas elevadas

3.5.1.3 Procedimentos

I. Barras comprimidas

O Eurocode 3 parte 1.2 estabelece procedimentos simplificados para o dimensionamento de elementos comprimidos com seções de classes 1, 2 ou 3 (definidas no Eurocode 3 parte 1.1), em que a força de compressão resistente de cálculo, $N_{b,fi,t,Rd}$, a uma determinada temperatura θ_a , é determinada de acordo com a seguinte expressão:

$$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} A k_{y,\theta} f_y / \gamma_{M,fi} \quad (3.5)$$

Em relação à expressão 3.5, χ_{fi} é o fator de redução da força de compressão resistente em situação de incêndio, associado à instabilidade global, cujo valor é definido conforme a equação 3.6.

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_{\theta} + \sqrt{\varphi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2}} \quad (3.6)$$

Na equação 3.6 valem:

$$\varphi_{\theta} = \frac{1}{2} (1 + \alpha \bar{\lambda}_{\theta} + \bar{\lambda}_{\theta}^2) \quad (3.7)$$

$$\alpha = 0,65 \sqrt{235 / f_y} \quad (3.8)$$

Ainda, $k_{y,\theta}$ é o fator de redução da resistência ao escoamento do aço à uma temperatura θ_a , num determinado tempo t , A é a área bruta da seção transversal, $\gamma_{M,fi}$ é o coeficiente de ponderação aplicado à resistência do aço em situação de incêndio, com

valor igual a 1,0. O índice de esbeltez reduzido λ_θ para uma temperatura θ_a é dado pela equação 3.9 em conjunto com a equação 3.10 por:

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} [k_{y,\theta} / k_{E,\theta}]^{0,5} \quad (3.9)$$

$$\bar{\lambda} = \frac{l_{fi} / i}{\pi \sqrt{\frac{E}{f_y}}} \quad (3.10)$$

Nas equação 3.9 e 3.10, valem:

$\bar{\lambda}$, é o índice de esbeltez reduzido à temperatura ambiente;

l_{fi} , é o comprimento de flambagem da barra em temperaturas elevadas;

i , raio de giração mínimo;

E , Módulo de elasticidade à temperatura ambiente;

f_y , resistência ao escoamento à temperatura ambiente;

$k_{E,\theta}$, é o fator de redução do módulo de elasticidade do aço a uma temperatura θ_a .

II. Barras flexo comprimidas

A verificação de conformidade de um elemento sujeito ao efeito da combinação de momento fletor e força de compressão, se faz por meio das equações 3.11 e 3.12 para as seções de classes 1 e 2, bem como por meio das equações 3.13 e 3.14 para as seções de classe 3.

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{\min,fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{W_{pl,y} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{W_{pl,z} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1 \quad (3.11)$$

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{z,fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_{LT} M_{y,fi,Ed}}{\chi_{LT,fi} W_{pl,y} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{W_{pl,z} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1 \quad (3.12)$$

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{\min,fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{W_{el,y} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{W_{el,z} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1 \quad (3.13)$$

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{z,fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_{LT} M_{y,fi,Ed}}{\chi_{LT,fi} W_{el,y} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{W_{el,z} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1 \quad (3.14)$$

As equações 3.11 a 3.14 estão associadas às equações 3.15, 3.16 e 3.17, conforme apresentadas no que segue.

$$k_{LT} = 1 - \frac{\mu_{LT} N_{fi,Ed}}{\chi_{z,fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1 \quad (3.15)$$

$$\text{com: } \mu_{LT} = 0,15 \bar{\lambda}_{z,\theta} \beta_{M,LT} - 0,15 \leq 0,9$$

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y N_{fi,Ed}}{\chi_{y,fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 3 \quad (3.16)$$

$$\text{com: } \mu_y = (1,2 \beta_{M,y} - 3) \bar{\lambda}_{y,\theta} + 0,44 \beta_{M,y} - 0,29 \leq 0,8$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z N_{fi,Ed}}{\chi_{z,fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 3 \quad (3.17)$$

$$\text{com } \mu_z = (2 \beta_{M,z} - 5) \bar{\lambda}_{z,\theta} + 0,44 \beta_{M,z} - 0,29 \leq 0,8 \quad e \quad \bar{\lambda}_{z,\theta} \leq 1$$

O quadro 3.1 mostra um breve resumo sobre o método de cálculo simplificado disponibilizado no Eurocode 3 parte 1.2 (2005).

Quadro 3.1: Resumo do Método simplificado de cálculo Eurocode 3 parte 1.2 (2005)

Escopo	<ul style="list-style-type: none"> - Perfis pesados (laminados a quente ou soldados) - Perfis formados a frio – com limitações
Limitações	<ul style="list-style-type: none"> - Fator de redução – Igual para seções classe 4 perfis pesados e formados a frio - Fator de redução – Igual para aços de baixa e alta resistência - Temperatura crítica: $\theta_{cr} < 350 \text{ }^\circ\text{C}$ - Verificação ao modo distorcional: sem recomendações. - Distribuição de temperatura na seção (pode ser estendido de forma simplificada para distribuição de temperatura não uniforme)
Procedimentos de verificação disponíveis: Barras comprimidas e flexo comprimidas	<ul style="list-style-type: none"> - Modo global (flexão, torção, flexo torção) - Modo local - Flexo compressão

III. Elementos de aço formados a frio

No que se refere ao dimensionamento de elementos de aço formados a frio em temperaturas elevadas, a recomendação do Eurocode 3 parte 1.2 se dá com base no uso das equações 3.5, 3.13 e 3.14, com a substituição da área bruta pela área efetiva e substituição do módulo resistente elástico da seção pelo módulo resistente elástico da seção efetiva.

A área efetiva e o módulo resistente elástico da seção efetiva devem ser obtidos de acordo com o Eurocode 3 parte 1.3. Os fatores de redução de resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade devem ser aqueles apresentados no próprio Eurocode 3 parte 1.2 para as seções classe 4. Nesse sentido, a verificação passa a ser dada pelas equações 3.18, 3.20 e 3.21, referentes à compressão e flexo compressão, respectivamente.

a) Verificação à compressão

A verificação de elementos de aço formados a frio em temperaturas elevadas submetidos à compressão se faz por meio da equação 3.18, apresentada no que segue.

$$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} A_{eff} k_{p0,2,\theta} f_y / \gamma_{M,fi} \quad (3.18)$$

Na equação 3.18, A_{eff} , é a área efetiva da seção transversal calculada conforme prescrições do Eurocode 3 parte 1.3, $K_{p0,2,\theta}$ é o fator de redução da resistência ao escoamento para seções classe 4, dado pelo Eurocode 3 parte 1.2, e χ_{fi} fator de redução da força de compressão resistente em situação de incêndio, associado à instabilidade global, definido conforme a equação 3.6 com índice de esbeltez reduzido λ_θ dado pela equação 3.19.

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} [k_{p0,2,\theta} / k_{E,\theta}]^{0,5} \quad (3.19)$$

Na equação 3.19, $\bar{\lambda}$ é o índice de esbeltez reduzido à temperatura ambiente, conforme equação 3.10, enquanto $k_{E,\theta}$ é o fator de redução do módulo de elasticidade do aço dado pelo Eurocode 3 parte 1.2.

b) Verificação à flexo compressão

A verificação de elementos de aço formados a frio em temperaturas elevadas submetidos à flexo compressão se faz por meio das equações 3.20 e 3.21, apresentada no que segue.

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{\min,fi} A_{eff} k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{W_{eff,y} k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{W_{eff,z} k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1 \quad (3.20)$$

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{z,fi} A_{eff} k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_{LT} M_{y,fi,Ed}}{\chi_{LT,fi} W_{eff,y} k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{W_{eff,z} k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1 \quad (3.21)$$

Nas equações 3.20 e 3.21, $W_{eff,y}$ e $W_{eff,z}$ são os módulos resistentes elásticos da seção efetiva em relação aos eixos y-y e z-z, respectivamente. Substituindo A por A_{eff} e $K_{y,\theta}$ por $K_{p0,2,\theta}$ as expressões de k_{LT} , k_y e k_z (equações 3.15 a 3.17) passariam e serem dadas pelas equações 3.22 a 3.24.

$$k_{LT} = 1 - \frac{\mu_{LT} N_{fi,Ed}}{\chi_{z,fi} A_{eff} k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1, \text{ com: } \mu_{LT} = 0,15 \bar{\lambda}_{z,\theta} \beta_{M,LT} - 0,15 \leq 0,9 \quad (3.22)$$

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y N_{fi,Ed}}{\chi_{y,fi} A_{eff} k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 3, \text{ com: } \mu_y = (1,2 \beta_{M,y} - 3) \bar{\lambda}_{y,\theta} + 0,44 \beta_{M,y} - 0,29 \leq 0,8 \quad (3.23)$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z N_{fi,Ed}}{\chi_{z,fi} A_{eff} k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 3 \quad (3.24)$$

$$\text{Com: } \mu_z = (2 \beta_{M,z} - 5) \bar{\lambda}_{z,\theta} + 0,44 \beta_{M,z} - 0,29 \leq 0,8 \quad e \quad \bar{\lambda}_{z,\theta} \leq 1$$

3.5.1.4 Investigações

I. Quanto à Instabilidade global (flexão, torção, flexo torção)

Poucos estudos são encontrados sobre elementos de aço formados a frio sujeitos à instabilidade global. Em Heva (2009) foi realizado um estudo onde se comparou resultados experimentais da força de compressão resistente de barras longas de aço formado a frio, com aqueles obtidos pela prescrição normativa do Eurocode 3 parte 1.2 (2005) referente aos elementos de aço formados a frio. As dimensões das barras foram

escolhidas de forma que o modo dominante resultasse em flexo torção. Nesse estudo foram utilizados os fatores de redução das propriedades mecânicas apresentados em Ranawaka e Mahendran (2009) e em Dolamune e Kankanamge (2009).

De acordo com os resultados, o método de cálculo simplificado do Eurocode 3 parte 1.2 forneceu resultados muito conservadores em relação aos experimentais. Duas justificativas foram dadas para tal aspecto, a saber: *(i) para temperaturas maiores que 400°C, a distribuição de temperatura das barras ao longo do comprimento apresentou temperaturas menores na região dos apoios do que a meio vão, introduzindo restrição à perda de estabilidade das barras devido às maiores propriedades mecânicas nas extremidades, (ii) as amplitudes da imperfeição global medidas experimentalmente foram menores que $L/1000$, o qual é o valor recomendado no procedimento normativo.*

No estudo apresentado em Heva (2009) também foram realizadas comparações entre os resultados obtidos pelo Eurocode 3 parte 1.2 e pelo Eurocode 3 parte 1.3 modificado com a inserção dos fatores de redução de resistência e do módulo de elasticidade em seus procedimentos. Em relação aos resultados experimentais, o Eurocode 3 parte 1.2 forneceu resultados mais conservadores que aqueles obtidos por meio dos procedimentos do Eurocode 3 parte 1.3 modificado.

II. Quanto à Instabilidade local

Os estudos experimentais sobre o comportamento de elementos de aço formados submetidos à compressão em temperaturas elevadas foram realizados, na maioria, em barras curtas. Este aspecto refletiu-se no número de estudos desenvolvidos para avaliar o método simplificado de cálculo do Eurocode 3 parte 1.2, em grande parte, voltados aos procedimentos inerentes ao modo local, em especial na determinação da largura efetiva a temperaturas elevadas. Em todo caso, até o presente momento, ainda não houve consenso quanto às recomendações do Eurocode 3 parte 1.2 para a verificação do modo local em elementos de aço formados a frio.

Estudos, como por exemplo os de Feng et al (2003a) e de Lee (2004) apud Heva (2009), atestam ser razoável utilizar o método da largura efetiva com a modificação da resistência ao escoamento e módulo de elasticidade por meio dos fatores de redução. Entretanto, em Heva e Mahendran (2008), conclui-se que a recomendação do Eurocode 3 parte 1.2 (2005) de utilizar o método das larguras efetivas à temperatura ambiente com fator de redução de resistência ao escoamento a temperaturas elevadas para o

cálculo da força de compressão resistente referente ao modo local, não fornece bons resultados.

Em Outinen e Myllymaki (1995), ao se comparar resultados experimentais de barras curtas com aqueles obtidos por meio do Eurocode 3 parte 1.2 (1993), obteve-se resultados conservadores em demasia para número considerável de casos, em especial para elementos submetidos à compressão excêntrica.

III. Quanto às Barras flexo comprimidas

Poucos estudos foram realizados sobre elementos de aço formados a frio sujeitos à flexo compressão. Em Wang e Davies (2000) e Feng et al. (2003d) estão dois estudos realizados sobre o tema cujos comentários foram realizados no item 3.5.1.2.

3.5.2 Método simplificado de cálculo – ABNT NBR 14323 (2012)

A ABNT NBR 14323:1999, não previa no método simplificado o dimensionamento de elementos de aço formados a frio em situação de incêndio, o qual era considerado apenas para elementos de aço laminados e soldados, ambos não híbridos. Atualmente, esta norma se encontra em processo de revisão e já disponibiliza um método de cálculo simplificado para os elementos de aço formados a frio.

3.5.2.1 Escopo

Conforme escopo definido em seu texto de revisão ABNT NBR 14323 (2012), a norma tem como base o método dos estados limites e estabelece os requisitos para o projeto em situação de incêndio das estruturas de aço e das estruturas mistas de aço e concreto de edificações cobertas pela ABNT NBR 8800:2008 e pela ABNT NBR 14762:2010, conforme os requisitos de resistência ao fogo prescritos pela ABNT NBR 14432:2000 ou legislação brasileira vigente.

3.5.2.2 Simplificações

O método simplificado de cálculo disponibilizado na ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão) é aplicado juntamente com alguns procedimentos das normas ABNT NBR 8800:2008 e ABNT NBR 14762:2010. Outrossim, utiliza os fatores de redução da resistência ao escoamento e módulo de elasticidade do Eurocode 3 parte 1.2

para seções classes 1, 2, 3 e 4 aplicados aos perfis da ABNT NBR 8800:2008 e para seções classe 4 aplicados aos perfis da ABNT NBR 14762:2010. Tendo em vista que o método segue a diretriz do Eurocode 3 parte 1.2, algumas das limitações anteriormente discutidas no item 3.5.1 aplicam-se ao método simplificado de cálculo da ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão).

Segue um breve resumo sobre o escopo e as limitações encontradas no método de cálculo simplificado disponibilizado na ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão), no que se refere às estruturas de aço:

a-) A ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão), no método simplificado de cálculo, recomenda o mesmo fator de redução da resistência ao escoamento para elementos sujeitos à instabilidade local, sejam eles elementos pesados (laminados a quente e soldados) ou de aço formados a frio.

Ressalva: Conforme destacado no item 3.5.1.2, a redução da resistência ao escoamento do aço formados a frio é maior que a dos laminados a quente.

b-) A ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão), no método simplificado de cálculo, recomenda o mesmo fator de redução da resistência ao escoamento para diferentes classes de aço.

Ressalva: Conforme destacado no item 3.5.1.2, este aspecto é menos relevante para os perfis pesados do que para os perfis de aço formados a frio. Perfis pesados apresentam pequena variabilidade da redução da resistência ao escoamento do aço com a classe do aço. Entretanto, a diferença entre os fatores de redução da resistência ao escoamento para aços de baixa e alta resistência pode ser significativa.

c-) A ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão), no método simplificado de cálculo, não menciona de forma clara a necessidade de considerar o deslocamento do centróide efetivo causado pela mudança das propriedades efetivas da seção devido à solicitação mecânica.

Ressalva: O deslocamento do centróide efetivo gera momento adicional que pode ser relevante na avaliação da força de compressão resistente dos elementos.

d-) Conforme método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão), os efeitos das expansões térmicas das barras podem ser sempre desprezados.

Ressalva: A não consideração dos efeitos das expansões térmicas deve ser avaliada com cuidado analisando a influência relativa das restrições axial e rotacional sobre o comportamento do elemento estrutural. Para barras comprimidas, estudos apontam que a força de restrição ao alongamento térmico axial desenvolvida durante o aquecimento da mesma pode alterar consideravelmente o esforço normal solicitante. Por outro lado, alguns autores ressaltam que o efeito da restrição axial se contrapõe ao efeito da restrição rotacional.

3.5.2.3 Procedimentos

I. Barras comprimidas – não sujeitas à instabilidade local

Conforme ABNT NBR 14323:2012 (projeto de revisão), para elementos comprimidos não sujeitos à instabilidade local, a força de compressão resistente de cálculo, $N_{fi,Rd}$, a uma determinada temperatura θ_a , é determinada de acordo com a expressão 3.25.

$$N_{fi,Rd} = \chi_{fi} k_{y,\theta} A_g f_y \quad (3.25)$$

Em relação à expressão 3.25, χ_{fi} é o fator de redução da força de compressão resistente em situação de incêndio, associado à instabilidade global, cujo valor é definido conforme a equação 3.26, associada às equações 3.27, 3.28 e 3.29.

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_{0,fi} + \sqrt{\varphi_{0,fi}^2 - \lambda_{0,fi}^2}} \quad (3.26)$$

$$\varphi_{0,fi} = 0,5(1 + \alpha \lambda_{0,fi} + \lambda_{0,fi}^2) \quad (3.27)$$

$$\alpha = 0,022 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (3.28)$$

$$\lambda_{0,fi} = \frac{\lambda_0}{0,85} \quad (3.29)$$

Com relação às equações 3.25 a 3.29, $k_{y,\theta}$ é o fator de redução da resistência ao escoamento do aço para seções não sujeitas à instabilidade local, A_g é a área bruta da

seção transversal, $\lambda_{0,fi}$ é o índice de esbeltez reduzido em temperaturas elevadas e λ_0 é o índice de esbeltez reduzido à temperatura ambiente determinado conforme ABNT NBR 8800:2008.

II. Barras comprimidas – sujeitas à instabilidade local

Para elementos comprimidos sujeitos à instabilidade local, a força de compressão resistente de cálculo, $N_{fi,Rd}$, em correspondência a uma determinada temperatura θ_a , é determinada de acordo com a expressão 3.30.

$$N_{fi,Rd} = \chi_{fi} k_{\sigma,\theta} A_{ef} f_y \quad (3.30)$$

Na equação 3.30, $k_{\sigma,\theta}$ é o fator de redução da resistência ao escoamento do aço para seções sujeitas à instabilidade local, A_{ef} é a área efetiva da seção transversal, determinada conforme ABNT NBR 8800:2008 (perfis laminados a quente ou soldados) ou ABNT NBR 14762:2010 (perfis formados a frio) e χ_{fi} fator de redução da força de compressão resistente em situação de incêndio, associado à instabilidade global, cujo valor é definido conforme a equação 3.26 e o índice de esbeltez reduzido λ_0 determinado conforme ABNT NBR 8800:2008 com $Q = 1$ (fator de redução de resistência associado à instabilidade local).

III. Barras comprimidas – verificação ao modo distorcional

Esta verificação aplica-se apenas a barras de aço axialmente comprimidas com perfis previstos pela ABNT NBR 14762:2010, sujeitos à instabilidade distorcional, em que χ_{dist} é o fator de redução da força de compressão resistente associado à instabilidade distorcional, calculado conforme previsto na ABNT NBR 14762:2010.

III.1. barras não sujeitas à instabilidade local

$$N_{fi,Rd} = \chi_{dist} k_{y,\theta} A_g f_y \quad (3.31)$$

III.2. barras sujeitas à instabilidade local

$$N_{fi,Rd} = \chi_{dist} k_{\sigma,\theta} A_g f_y \quad (3.32)$$

IV. Barras flexo comprimidas

A verificação de barras sujeitas aos efeitos combinados de força axial de compressão e momento fletor é realizada pela expressão de interação 3.33.

$$\frac{N_{fi,Sd}}{N_{fi,Rd}} + \frac{M_{fi,x,Sd}}{M_{fi,x,Rd}} + \frac{M_{fi,y,Sd}}{M_{fi,y,Rd}} \leq 1 \quad (3.33)$$

Para a equação 3.33, valem:

$N_{fi,Sd}$, é a força axial solicitante de cálculo em situação de incêndio, considerada constante ao longo da barra;

$N_{fi,Rd}$, é a força axial resistente de cálculo em situação de incêndio;

$M_{fi,x,Sd}$ e $M_{fi,y,Sd}$, são os momentos fletores solicitantes de cálculo em situação de incêndio, na seção considerada, em relação aos eixos x e y, respectivamente;

$M_{fi,x,Rd}$ e $M_{fi,y,Rd}$, são os momentos fletores resistentes de cálculo em situação de incêndio, em relação aos eixos x e y respectivamente.

O quadro 3.2 mostra um breve resumo sobre o método de cálculo simplificado disponibilizado na ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão).

Quadro 3.2: Resumo do método simplificado de cálculo da ABNT NBR 14323 (2012)

Escopo	<ul style="list-style-type: none"> - Perfis de aço laminados a quente ou soldado previstos na ABNT NBR 8800 - Perfis de aço formados a frio previstos na ABNT NBR 14762
Limitações	<ul style="list-style-type: none"> - Fatores de redução da resistência ao escoamento: recomenda o mesmo fator para perfis pesados ou formado a frio sujeitos à instabilidade local. - Fator de redução da resistência ao escoamento: Considera igual para aços de baixa e alta resistência - Aplicável para distribuição de temperatura uniforme na seção - Não considera o deslocamento do centróide efetivo devido à ação mecânica: momento adicional não é considerado. - Curva de dimensionamento à compressão: Considera única curva para perfis pesados (ABNT NBR 8800) e perfis formados a frio (ABNT NBR 14762) - Os efeitos das expansões térmicas das barras podem ser sempre desprezados.
Procedimentos de verificação disponíveis: Barras comprimidas e flexo comprimidas	<ul style="list-style-type: none"> - Modo global (flexão, torção, flexo torção) - Modo local - Modo distorcional - Flexo compressão

3.5.3 Método simplificado de cálculo – AS/NZS 4600

3.5.3.1 Escopo

A AS/NZS 4600:2005 estabelece os requisitos mínimos que devem ser obedecidos no dimensionamento, à temperatura ambiente, de perfis de aço formados a frio, constituídos por chapas ou tiras de aço-carbono ou aço de baixa liga, com espessura inferior a 25 mm, destinados a compor os elementos estruturais de edifícios. Também se aplica a outras estruturas de edifícios desde que sejam realizadas verificações concernentes aos efeitos dinâmicos.

A AS/NZS 4600:2005 não prevê o dimensionamento de elementos de aço formados a frio em situação de incêndio. Em todo caso, seus procedimentos para o dimensionamento à compressão de elementos de aço formados a frio à temperatura ambiente têm sido avaliados em algumas investigações envolvendo a determinação da força de compressão resistente em temperaturas elevadas, em especial naquelas que envolvem o estudo da estabilidade distorcional de elementos de aço formados a frio.

3.5.3.2 Procedimentos

I. Barras comprimidas

A força de compressão solicitante de cálculo, N^* , conforme AS/NZS 4600:2005, deve obedecer as equações 3.34 e 3.35 que seguem.

$$N^* \leq \phi_c N_s \quad (3.34)$$

$$N^* \leq \phi_c N_c \quad (3.35)$$

Nas equações 3.34 e 3.35, valem:

ϕ_c , fator de redução da força axial de compressão resistente;

N_s , força de compressão resistente nominal da seção do elemento, $N_s = A_e f_y$;

A_e , área efetiva da seção da barra para tensão igual à resistência ao escoamento (f_y);

N_c , força de compressão resistente nominal do elemento, $N_c = A_e f_n$;

A_e , área efetiva da seção da barra para tensão igual à tensão crítica (f_n);

A determinação do parâmetro f_n se dá pela aplicação das expressões 3.36 e 3.37, apresentadas a seguir.

$$f_n = (0,658^{\lambda_c^2})f_y \quad \text{Para } \lambda_c \leq 1,5 \quad (3.36)$$

$$f_n = (0,877 / \lambda_c^2)f_y \quad \text{Para } \lambda_c > 1,5 \quad (3.37)$$

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{f_y}{f_{oc}}}$$

Nas equações 3.36 e 3.37, valem:

λ_c , índice de esbeltez adimensional usado para determinar f_n ;

f_{oc} , mínima tensão de flambagem elástica, $f_{oc} = \min(f_{ox}, f_{oy}, f_{oz}, f_{oxz})$;

f_{ox} , tensão de flambagem global elástica por flexão: eixo principal x;

f_{oy} , tensão de flambagem global elástica por flexão: eixo principal y;

f_{oz} , tensão de flambagem global elástica por torção;

f_{oxz} , tensão de flambagem global elástica por flexo torção;

II. Barras sujeitas ao modo distorcional

Para barras com seção monossimétrica sujeitas à instabilidade distorcional, N_c , da equação 3.35 é o menor valor entre as equações 3.38, 3.39 e 3.40.

$$N_c = A_e f_n, \text{ com } f_n \text{ conforme equações 3.36 e 3.37} \quad (3.38)$$

$$N_c = A f_n = A f_y \left(1 - \frac{f_y}{4 f_{od}} \right) \quad \text{Para } f_{od} > f_y / 2 \quad (3.39)$$

$$N_c = A f_n = A f_y \left[0,055 \left(\sqrt{\frac{f_y}{f_{od}}} - 3,6 \right)^2 + 0,237 \right] \quad \text{Para } f_y / 13 \leq f_{od} \leq f_y / 2 \quad (3.40)$$

Nas equações 3.38 a 3.40, f_{od} é a tensão crítica de flambagem elástica distorcional, A é a área bruta da seção transversal da barra e f_y a resistência ao escoamento.

III. Barras flexo comprimidas

A força de compressão solicitante de cálculo e os momentos solicitantes de cálculo, devem obedecer as expressões 3.41 e 3.42 (ou 3.43, caso se aplique):

$$\frac{N^*}{\phi_c N_c} + \frac{C_{mx} M_x^*}{\phi_b M_{bx} \alpha_{nx}} + \frac{C_{my} M_y^*}{\phi_b M_{by} \alpha_{ny}} \leq 1,0 \quad (3.41)$$

$$\frac{N^*}{\phi_c N_s} + \frac{M_x^*}{\phi_b M_{bx}} + \frac{M_y^*}{\phi_b M_{by}} \leq 1,0 \quad (3.42)$$

Se $\frac{N^*}{\phi_c N_c} \leq 0,15$, as equações 3.41 e 3.42 podem ser substituídas pela equação 3.43.

$$\frac{N^*}{\phi_c N_c} + \frac{M_x^*}{\phi_b M_{bx}} + \frac{M_y^*}{\phi_b M_{by}} \leq 1,0 \quad (3.43)$$

Nas equações 3.41, 3.42 e 3.43, valem:

N_c , força de compressão resistente nominal do elemento;

C_{mx} e C_{my} , fatores de modificação que leva em consideração a não uniformidade da distribuição do momento, segundo eixos y-y e z-z;

M_x^* e M_y^* , momentos fletores solicitantes de cálculo, segundo eixos x-x e y-y da seção efetiva;

M_{bx} e M_{by} , momentos fletores resistentes nominais, segundo eixos x-x e y-y;

ϕ_b , fator de redução do momento resistente;

ϕ_c , fator de redução da força axial de compressão resistente;

N_s , força de compressão resistente nominal da seção do elemento;

α_{nx} e α_{ny} , fator de amplificação do momento fletor solicitante;

$$\alpha_{nx} \text{ e } \alpha_{ny} = 1 - \left(\frac{N^*}{N_e} \right) \leq 1$$

$$N_e = \frac{\pi^2 EI_b}{(l_{eb})^2}$$

N_e , força elástica de flambagem à flexão;

I_b , Momento de inércia da seção bruta em relação ao eixo de flexão;

l_{eb} , comprimento efetivo de flambagem no plano de flexão;

O quadro 3.3 mostra um breve resumo sobre o método de cálculo simplificado disponibilizado na AS/NZS 4600:2005.

Quadro 3.3: Resumo método simplificado de cálculo da AS/NZS 4600:2005

Escopo	- Perfis de aço formados a frio em temperatura ambiente
Observações	- Considera o deslocamento do centróide efetivo (Na verificação ao efeito combinado, força-momento, os momentos são calculados em relação ao centróide efetivo) - Curva de dimensionamento à compressão: curva única
Procedimentos de verificação disponíveis: Barras comprimidas e flexo comprimidas	- Modo global (flexão, torção, flexo torção) - Modo local - Modo distorcional - Flexo compressão

3.5.4 Método da resistência direta - MRD

3.5.4.1 Escopo

O método da resistência direta aplica-se à determinação da força de compressão resistente nominal (N) e momento resistente nominal (M) de elementos de aço formados a frio. O método é aplicável a seções pré-qualificadas, ou seja, foi estabelecido para alguns tipos específicos de seções e com proporções pré-definidas para a relação entre os comprimentos dos elementos que compõem a seção.

3.5.4.2 Procedimentos

Segundo o método da resistência direta, a força de compressão resistente (N_c) de um elemento, é o menor valor entre: (1) a força de compressão resistente referente ao modo global (flexão, torção ou flexo torção), (2) a força de compressão resistente referente o modo local e (3) a força de compressão resistente referente ao modo distorcional.

I. Modo global - Flexão, torção e flexo torção

A força de compressão resistente para o modo global, N_{ce} , é definida conforme equações 3.44 e 3.45.

$$N_{ce} = (0,658^{\lambda_c^2}) N_y \quad \text{Para } \lambda_c \leq 1,5 \quad (3.44)$$

$$N_{ce} = \left(\frac{0,877}{\lambda_c^2} \right) N_y \quad \text{Para } \lambda_c > 1,5 \quad (3.45)$$

$$\lambda_c = \sqrt{N_y / N_{oc}}$$

Nas equações 3.44 e 3.45, valem:

$N_{oc} = Af_{oc}$, mínima força de flambagem elástica;

$f_{oc} = \min(f_{ox}, f_{oy}, f_{oz}, f_{oxz})$;

f_{ox} , tensão de flambagem global elástica por flexão: eixo principal x;

f_{oy} , tensão de flambagem global elástica por flexão: eixo principal y;

f_{oz} , tensão de flambagem global elástica por torção;

f_{oxz} , tensão de flambagem global elástica por flexo torção;

λ_c , índice de esbeltez adimensional usado para determinar N_{ce} ;

$N_y = Af_y$, resistência ao escoamento nominal do elemento;

II. Modo local

A força de compressão resistente para o modo local, N_{cl} , é definida conforme equações 3.46 e 3.47.

$$N_{cl} = N_{ce} \quad \text{Para } \lambda_l \leq 0,776 \quad (3.46)$$

$$N_{cl} = \left[1 - 0,15 \left(\frac{N_{ol}}{N_{ce}} \right)^{0,4} \right] \left(\frac{N_{ol}}{N_{ce}} \right)^{0,4} N_{ce} \quad \text{Para } \lambda_l > 0,776 \quad (3.47)$$

Nas equações 3.46 e 3.47, valem:

$\lambda_l = \sqrt{N_{ce} / N_{ol}}$, N_{ce} determinado conforme 3.44 ou 3.45;

λ_l , índice de esbeltez adimensional usado para determinar N_{cl} ;

$N_{ol} = Af_{ol}$, força elástica de flambagem local;

f_{ol} , tensão elástica de flambagem local da seção transversal;

III. Modo distorcional

A força de compressão resistente para o modo distorcional, N_{cd} , é definida conforme equações 3.48 e 3.49.

$$N_{cd} = N_y \quad \text{Para } \lambda_d \leq 0,561 \quad (3.48)$$

$$N_{cd} = \left[1 - 0,25 \left(\frac{N_{od}}{N_y} \right)^{0,6} \right] \left(\frac{N_{od}}{N_y} \right)^{0,6} N_y \quad \text{Para } \lambda_d > 0,561 \quad (3.49)$$

Nas equações 3.48 e 3.49, valem:

$$\lambda_d = \sqrt{N_y / N_{od}}, N_{ce} \text{ determinado conforme 3.44 ou 3.45;}$$

λ_d , índice de esbeltez adimensional usado para determinar N_{cd} ;

$N_{od} = Af_{od}$, força elástica de flambagem distorcional;

f_{od} , tensão elástica de flambagem local da seção transversal;

$N_y = Af_y$, resistência ao escoamento nominal do elemento.

IV. Força nominal resistente à compressão

A força de compressão resistente, N_c , de um elemento de aço formado frio segundo os procedimentos do MRD resulta no menor valor entre N_{ce} , N_{cl} e N_{cd} , conforme função expressa na equação 3.50.

$$N_c = \min(N_{ce}, N_{cl}, N_{cd}) \quad (3.50)$$

3.5.5 Considerações finais

As pesquisas realizadas sobre elementos de aço formados a frio em temperaturas elevadas são recentes porém crescentes. O estudo desses elementos a temperaturas elevadas tem atraído a atenção de muitos pesquisadores e isso tem contribuído para aumentar o número de informações sobre o comportamento a temperaturas elevadas desse tipo de elemento estrutural bem como do material que o constitui. Atualmente percebe-se a preocupação dos pesquisadores em estabelecer um método de cálculo simplificado para o dimensionamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio. Contudo, o número de resultados experimentais disponíveis ainda é pequeno e isso tem dificultado o estabelecimento de um método de cálculo consistente.

PROGRAMA EXPERIMENTAL

O programa experimental foi realizado no Laboratório de Ensaio de Materiais e Estruturas (LEME) da Universidade de Coimbra (UC) e consistiu da avaliação da força de compressão resistente a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio comprimidos com seções usualmente empregadas na prática da engenharia.

O objetivo dos ensaios foi avaliar o comportamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio comprimidos considerando a restrição ao alongamento térmico. Em especial, intencionou-se avaliar a influência da restrição ao alongamento térmico com relação à força de compressão resistente desses elementos. Nesse sentido, nos ensaios se consideraram mantidos constantes: *a intensidade da força, o nível de restrição ao alongamento térmico e as esbeltezas global e local dos elementos.*

4.1 CORPOS DE PROVA E PLANO DE ENSAIOS

Os perfis utilizados no presente trabalho foram adquiridos junto à empresa PERFISA, S.A., a qual os forneceu com as seguintes especificações nominais e características gerais:

- Perfis C150x43x15x1,5 - S280GD (Aço estrutural galvanizado)
- Perfis U153x43x15 - S280GD (Aço estrutural galvanizado)

Características gerais dos perfis:

- Conformação: Perfilagem a frio
- Tipo de chapa: Aço estrutural galvanizado S280GD ($f_y=280 \text{ N/mm}^2$)
- Galvanização: Dupla face galvanizada 275g/m^2

Um total de 12 ensaios de resistência ao fogo foi realizado em elementos de aço formados a frio comprimidos com 3 metros de comprimento e seções dos tipos C, I e 2R(chamada duplamente reforçada), conforme Figura 4.1. Para formar elementos I e 2R

foram utilizados os perfis U150x43x15x1,5 e C153x43x1,5 unidos por meio de parafusos autobrocantes S-MD03Z – 6,3 x 19, comercializados pela empresa HILTI. A Figura 4.2 mostra a distribuição de parafusos utilizada para compor as seções I e 2R.

Foram realizados seis ensaios em elementos sobre a condição de apoio de extremidades engastadas e seis em elementos sobre a condição de apoio de extremidades rotuladas. A Figura 4.3 mostra o detalhe dos aparelhos de apoio utilizados nos ensaios.

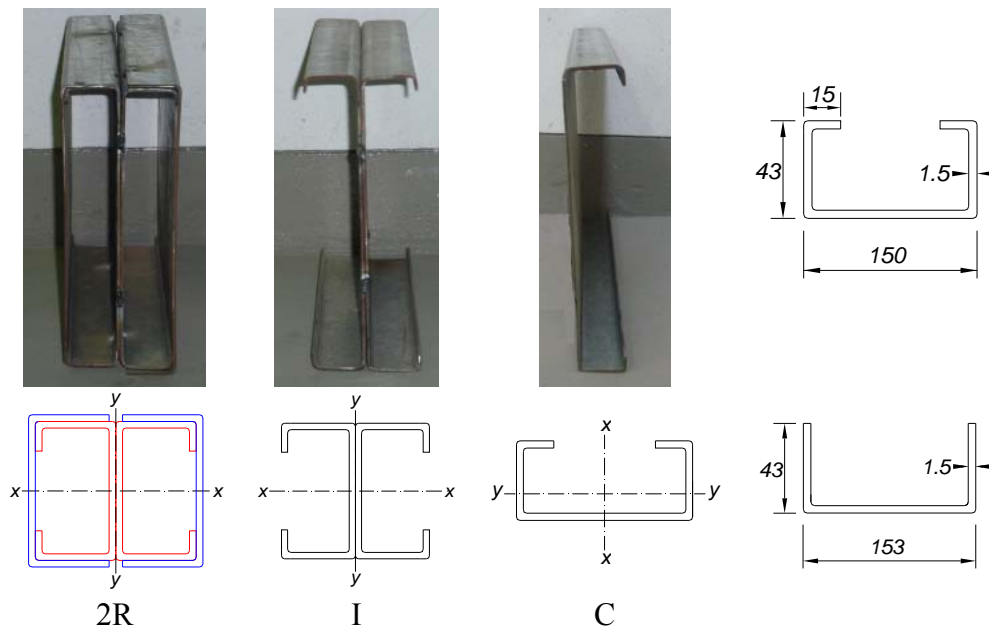


Figura 4.1 – Seções transversais (dimensões em mm)

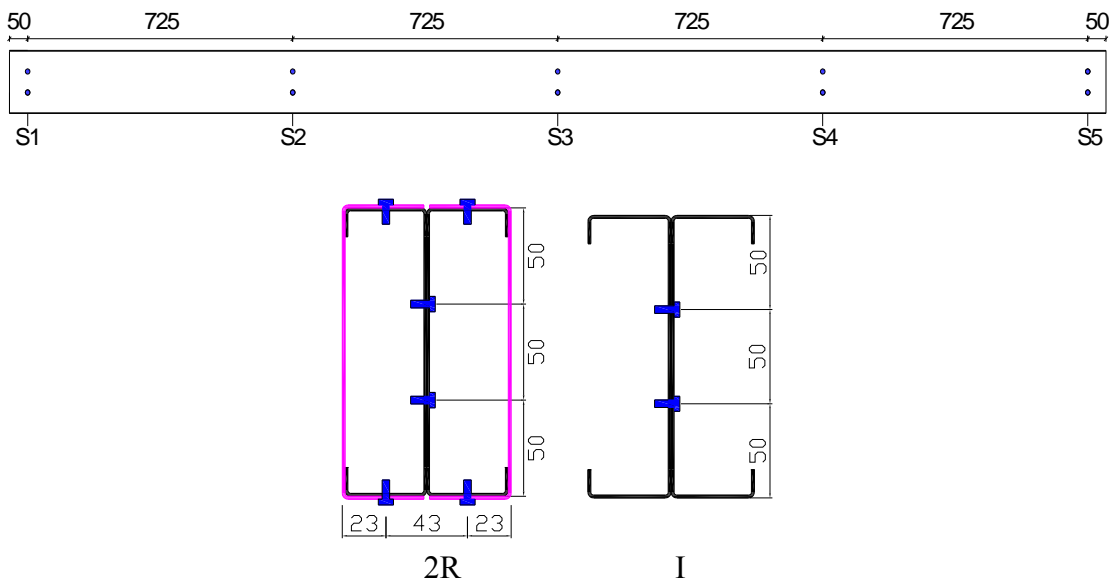
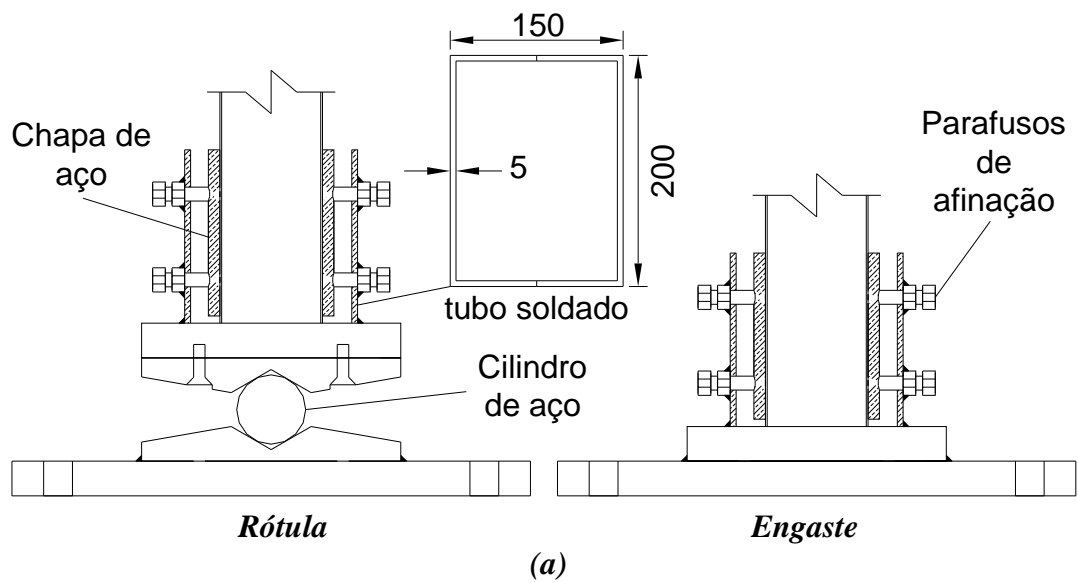


Figura 4.2 – Distribuição de parafusos (dimensões em mm)



(b)



(c)



(d)



(e)

Figura 4.3 – Aparelhos de apoio utilizados no programa experimental: (a) Esquema geral dos aparelhos de apoio (b) e (c) rótula e (d) e (e) engaste

A Tabela 4.1 mostra o plano dos ensaios em temperaturas elevadas dos elementos de aço formados a frio. Todos os ensaios foram realizados para um nível de restrição axial de valor igual a 7kN/mm imposta pela estrutura de restrição. A força inicial aplicada nos elementos foi correspondente a 30% do valor da força de compressão resistente à temperatura ambiente determinada de acordo com o EN 1993-1.3:2006, exceto para os elementos com seção do tipo C, sobre apoios rotulados, conforme justificativa apresentada mais adiante no item 4.5.3.3. Esse nível de força foi escolhido de modo que os tempos de duração dos ensaios permitissem a investigação do comportamento a temperaturas elevadas dos elementos de forma satisfatória.

Tabela 4.1 – Plano de ensaios

Elemento	Seção	Tipo de apoio	Sigla	L (mm)	L_{ef} (mm)	λ (L_{ef}/r)	A_g (cm ²)	Restrição axial (kN/mm)	Nível de força
P01 P02	C	E	C1-E C2-E	3000	1500	96	3,83	7,0	30%
P03 P04	I	E	I1-E I2-E	3000	1500	77	7,66	7,0	30%
P05 P06	2R	E	2R1-E 2R2-E	3000	1500	50	14,67	7,0	30%
P07 P08	C	R	C3-R C4-R	3000	3000	192	3,83	7,0	56%
P09 P10	I	R	I3-R I4-R	3000	3000	154	7,66	7,0	30%
P11 P12	2R	R	2R3-R 2R4-R	3000	3000	100	14,67	7,0	30%

R – Rótula E – Engaste

λ - Esbeltez global ; L_{ef} – Comprimento efetivo ; r – Raio de giração; A_g – Área da seção bruta.

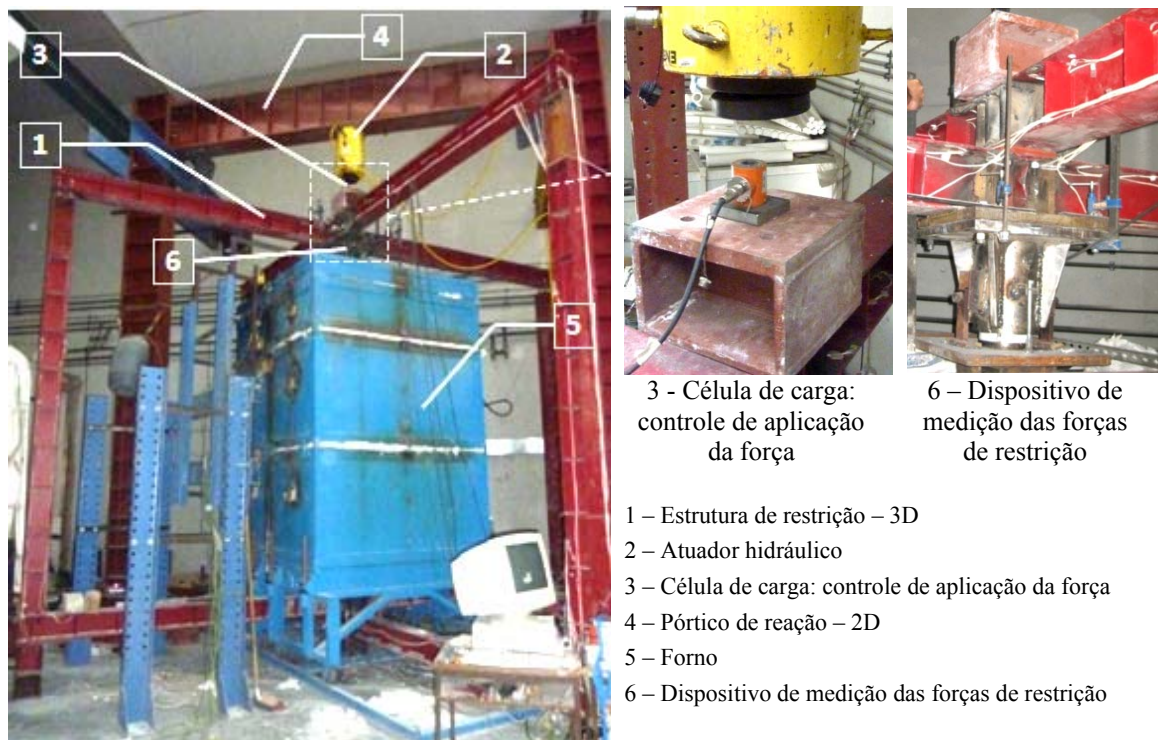
λ , L_{ef} e r – Ambos em relação ao eixo de menor inércia

Nível de força – 30% de EN 1993 – 1.3:2006 (56% no caso dos elementos P07 e P08)

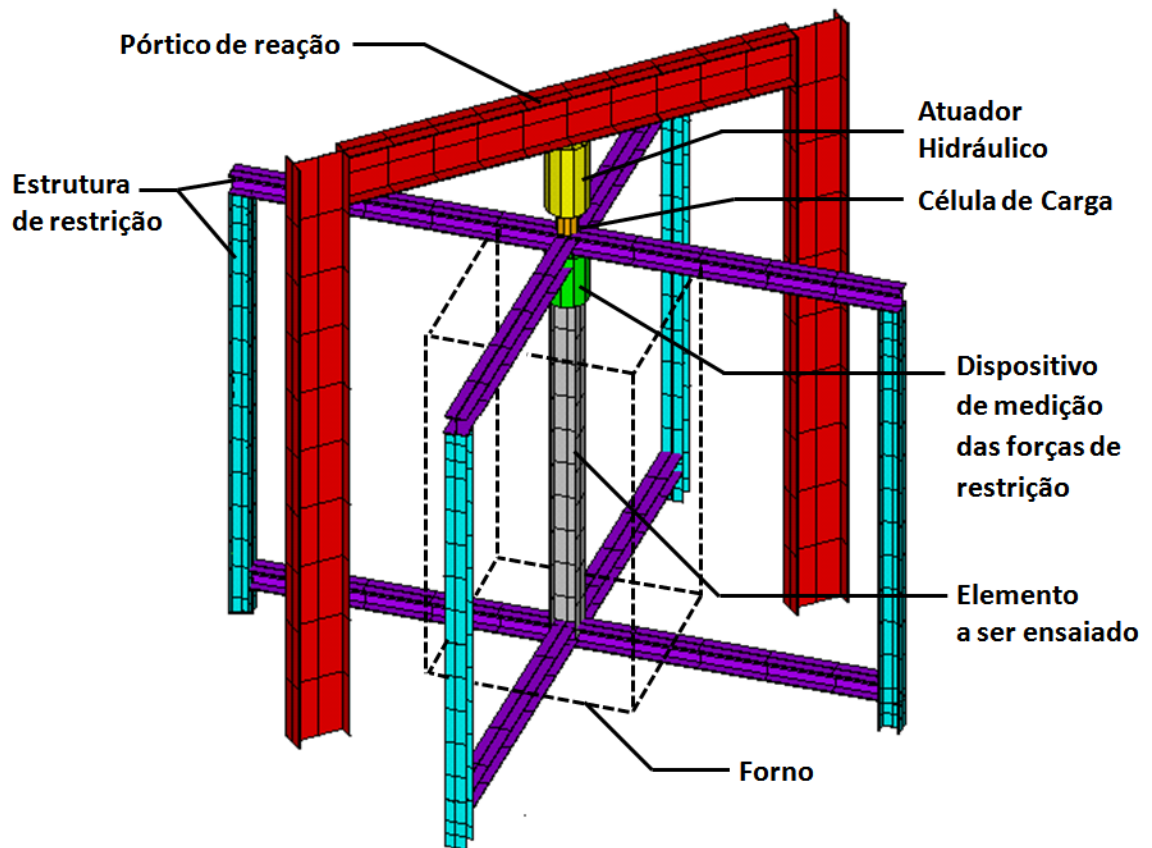
4.2 SISTEMA DE ENSAIO

A Figura 4.4 mostra o esquema geral do sistema de ensaio utilizado para investigar a capacidade resistente em temperaturas elevadas de pilares de edifícios com dilatação térmica restringida, o qual foi construído e instalado no LEME-UC, Portugal.

O sistema em questão é composto por (1) estrutura de restrição tridimensional, (2) atuador hidráulico e sistema de controle de aplicação de força, (3) célula de carga para controle de aplicação da força, (4) pórtico de reação, (5) forno e sistema de controle do forno e (6) dispositivo de medição das forças de restrição. Os itens que seguem buscam apresentar maiores detalhes com relação a cada um dos dispositivos que compõem o sistema mencionado.



(a)



(b)

Figura 4.4 – Sistema de ensaio em temperaturas elevadas: (a) Esquema geral do sistema de ensaio (b) posicionamento do elemento a ser ensaiado no sistema de ensaio

4.2.1 Estrutura de restrição

A estrutura de restrição tridimensional correspondente ao Box (1) na Figura 4.4, permite simular três níveis de restrição axial impostos pela estrutura circundante ao pilar. Ao utilizar esta estrutura foi possível estudar a influência da restrição ao alongamento térmico sobre o comportamento dos elementos de aço formado a frio comprimidos quando submetidos a temperaturas elevadas.

A estrutura de restrição é composta por quatro pilares, duas vigas inferiores e duas vigas superiores que são dispostas em direções ortogonais, conforme Figura 4.5. As conexões entre as vigas e os pilares são realizadas por meio de parafusos na extremidade inferior e por varões roscados na extremidade superior, os quais permitem ajustar a altura das vigas superiores em relação à extremidade superior dos pilares da estrutura de restrição, conforme detalhe da mesma Figura 4.5.



Figura 4.5 – Estrutura de restrição

4.2.2 Sistema de aplicação de força

O sistema de aplicação de força é composto por um atuador hidráulico (correspondente ao Box 2 na Figura 4.4) interligado a uma central de controle de aplicação de força. Com base na Figura 4.4, uma célula de carga (3) localizada entre a mesa superior da viga superior da estrutura de restrição (1) e o atuador hidráulico (2), controla a intensidade da força aplicada aos elementos a serem ensaiados. O atuador hidráulico (2), por sua vez, encontra-se fixado a um pórtico de reação bidimensional (4) externo à estrutura de restrição (1). Na mesma Figura 4.4 é mostrado o posicionamento e detalhe da célula de carga (3), enquanto a Figura 4.6 mostra o pórtico de reação com atuador hidráulico conectado.

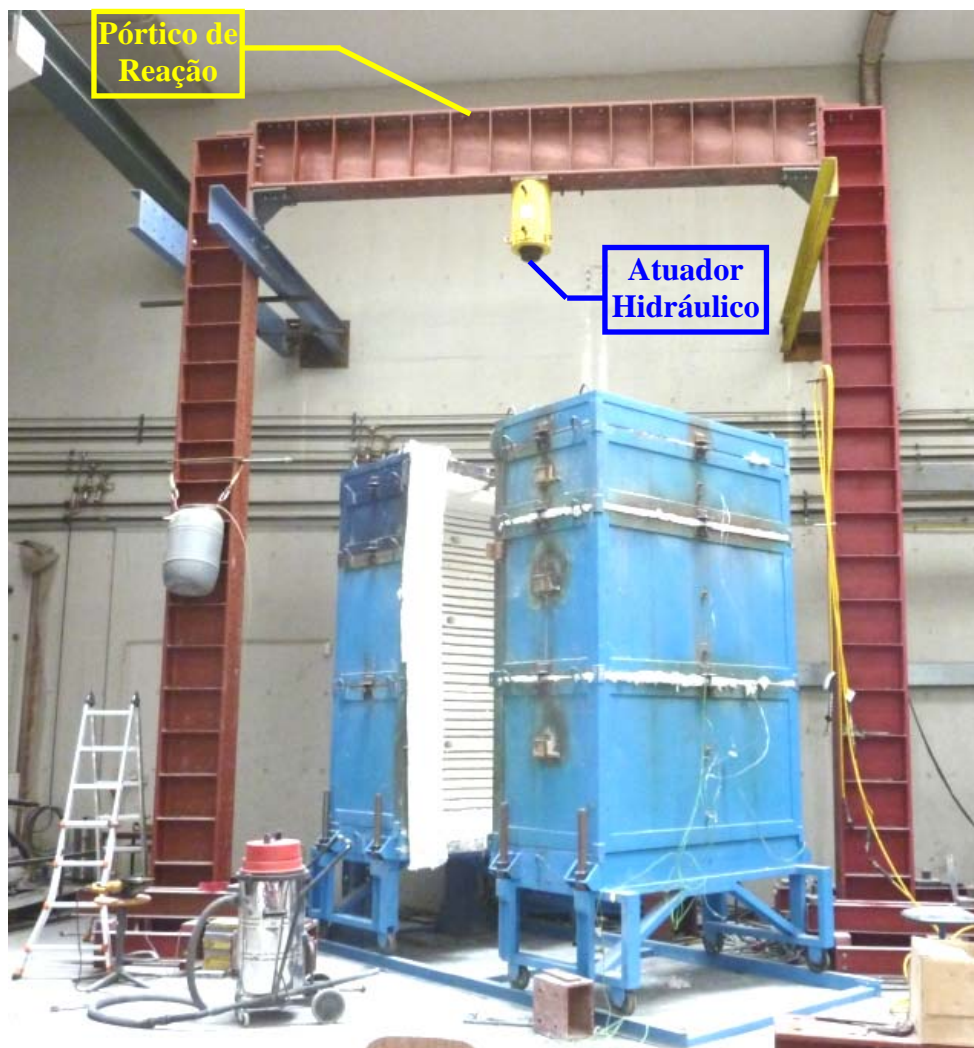


Figura 4.6 – Pórtico de reação

A Figura 4.7 mostra a central de controle de força utilizada para monitorar a aplicação da mesma. Esse equipamento permite que o controle de força seja realizado automática ou manualmente.



Figura 4.7 – central de controle para aplicação de força.

4.2.3 Sistema de medição das forças de restrição

Um dispositivo especial (6) foi projetado para mensurar as forças de restrição nos ensaios, conforme Figura 4.8a e Figura 4.8b. Este dispositivo compreende um tubo de aço de alta resistência, o qual é rigidamente conectado às vigas superiores da estrutura de restrição (1).

No interior do tubo é acoplado um cilindro maciço de aço o qual é conectado à extremidade superior dos elementos a serem ensaiados. A superfície lateral do cilindro maciço foi revestida com Teflon (PTFE), a fim de reduzir o atrito entre as superfícies laterais do tubo e do cilindro maciço. Dentro do tubo foi posicionada uma célula de carga para mensurar as forças de restrição. Durante o ensaio esta célula de carga é submetida à compressão devido à dilatação térmica dos elementos e, dessa forma, são registradas as forças de restrição.

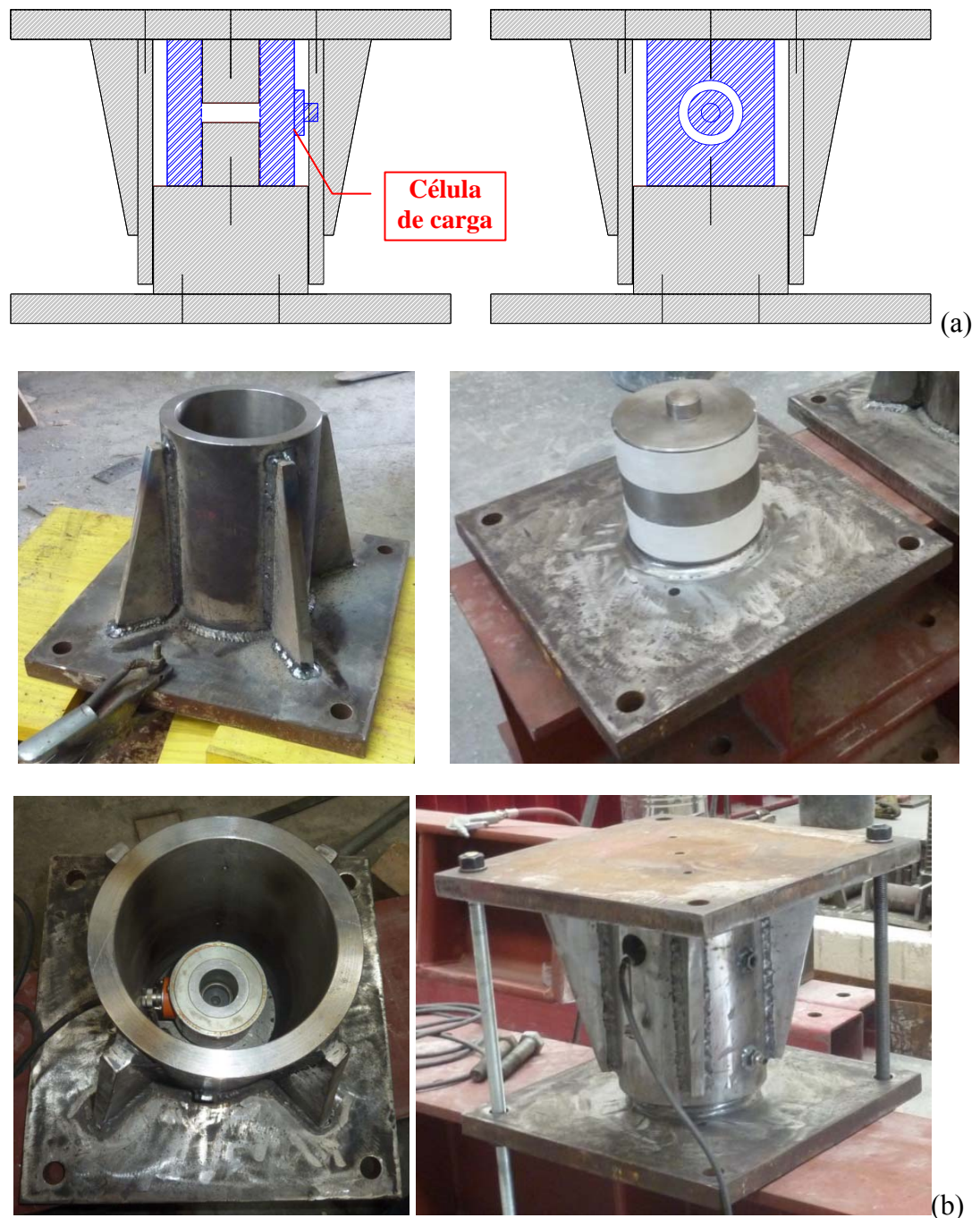


Figura 4.8 – Dispositivo de medição das forças de restrição:
(a) esquema geral do dispositivo (b) dispositivo

4.2.4 Forno Elétrico

A ação térmica foi imposta por meio de um forno modular (5) composto por dois módulos de 1m de altura e outro com 0,5m. Os módulos foram superpostos um ao outro formando uma câmara de 1,5m x 1,5m x 2,5m em volta dos elementos a serem ensaiados. O forno aquece os elementos por meio do calor gerado pelas resistências

elétricas distribuídas nas quatro paredes do mesmo, conforme Figura 4.9. Cada módulo possui uma fonte de alimentação individual, de modo que o calor gerado por cada seguimento do forno pode ser controlado separadamente. A curva de aquecimento do forno buscou seguir a curva de incêndio padrão ISO 834 (1999). A temperatura dentro do forno foi medida com termopares tipo haste dispostos conforme Figura 4.10.

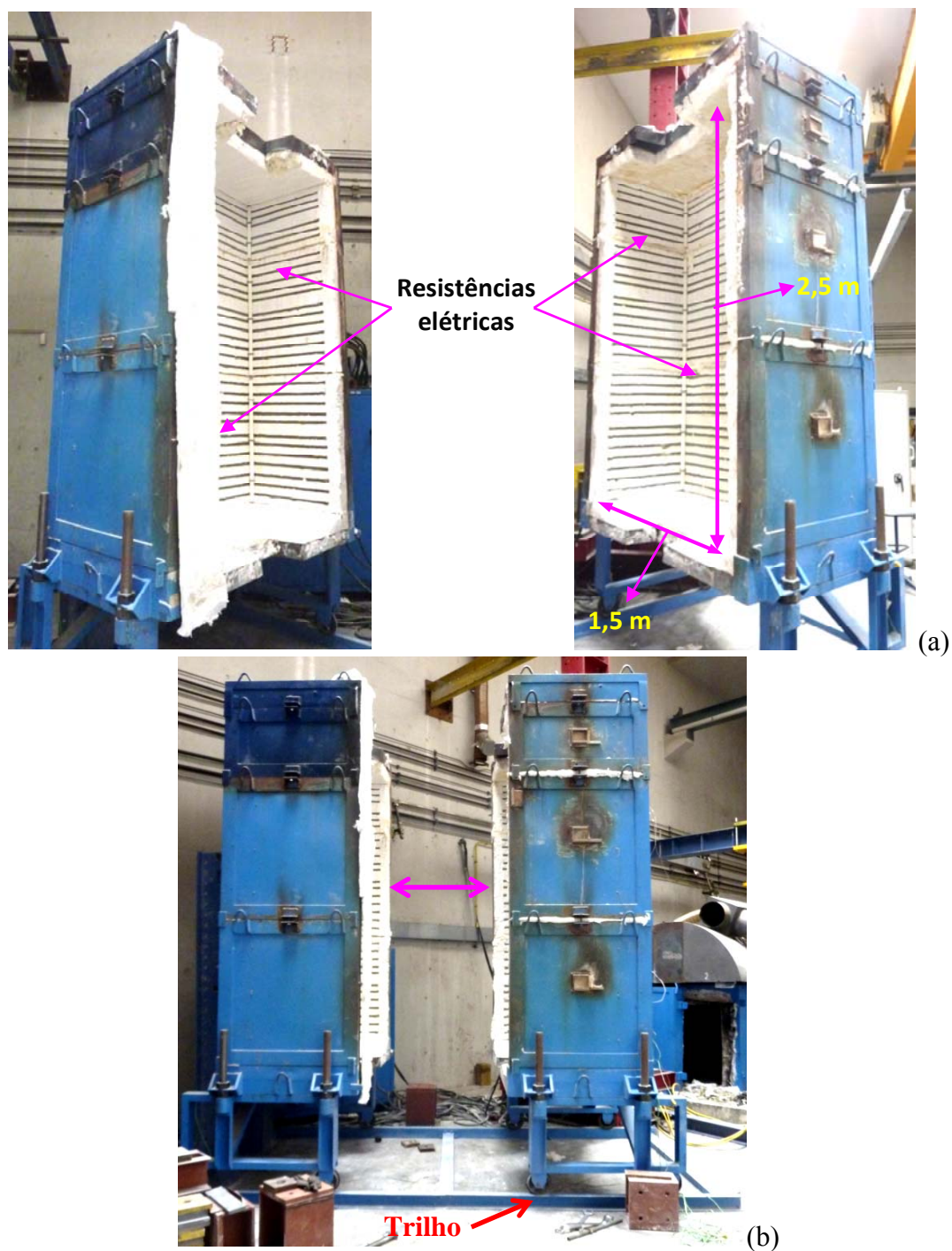


Figura 4.9 – Forno: (a) vista interna (b) vista externa: direção de abertura e fechamento do forno

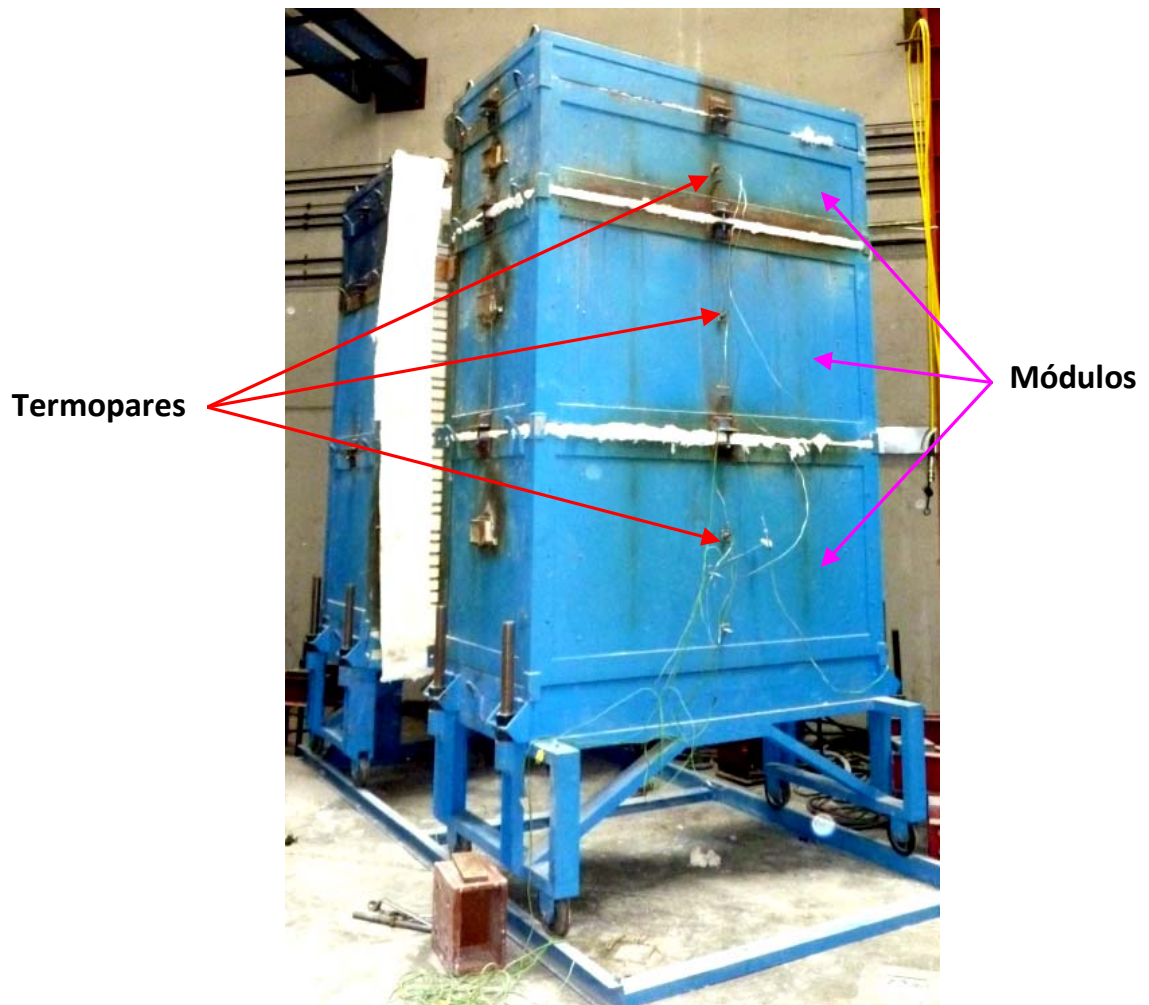


Figura 4.10 – Posicionamento dos termopares de medição da temperatura no forno

4.3 INSTRUMENTAÇÃO

As temperaturas nos elementos foram registradas utilizando termopares do tipo K em quatro seções distribuídas ao longo do comprimento dos mesmos, permitindo não somente obter a distribuição de temperatura na seção transversal, bem como a distribuição de temperatura ao longo do comprimento, conforme Figura 4.11. Os termopares foram fixados nos elementos por meio de uma máquina automática de solda comercializada pela empresa STORK® (*Automatic Thermocouple Attachment Unit (TAU)*), adequada para tal função, cuja penetração da solda é mínima, não causando danos aos elementos nos pontos de solda.

A Figura 4.12 mostra um elemento dentro do forno com a instrumentação realizada.

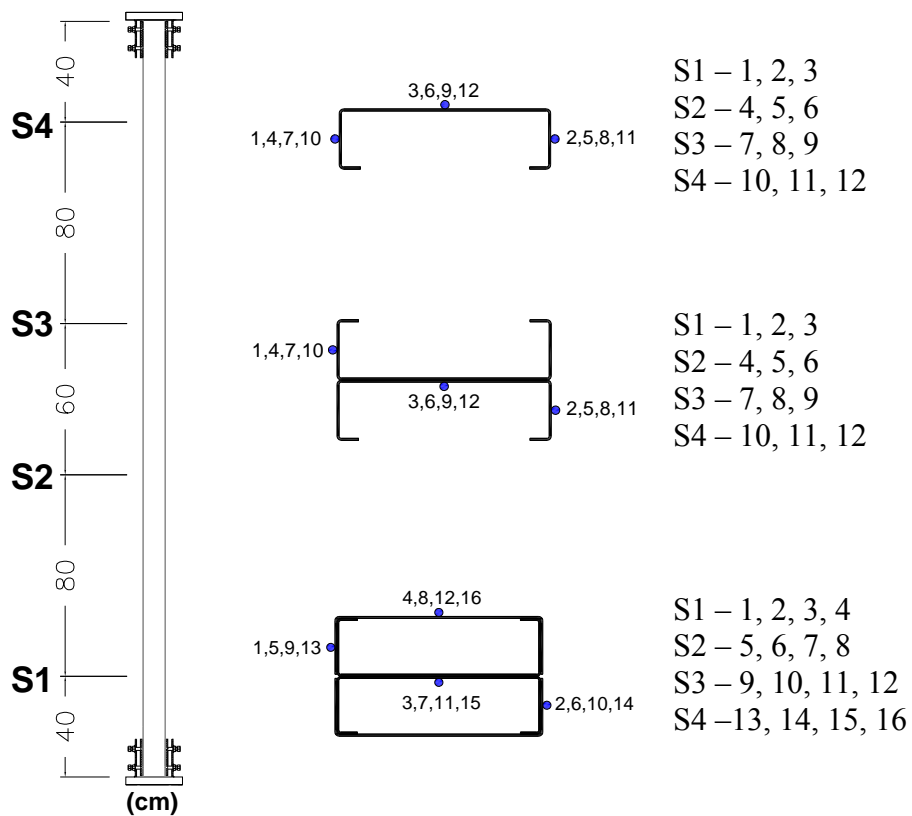


Figura 4.11 – Distribuição dos termopares na seção transversal dos elementos

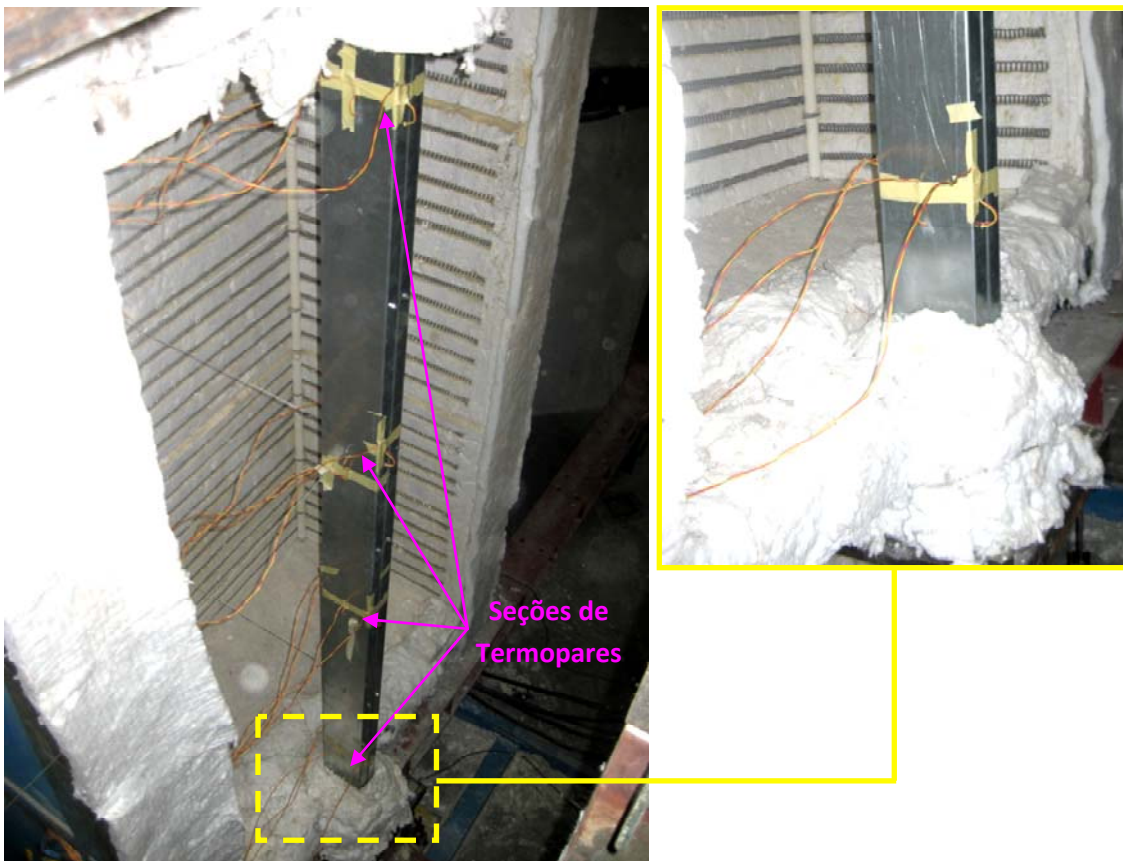


Figura 4.12 – Elementos dentro do forno: seções de termopares no comprimento

Seis transdutores de deslocamento do tipo DP 1000E da TML foram dispostos ao longo do comprimento dos elementos para mensurar os deslocamentos laterais, três segundo o eixo de maior inércia e três na direção do eixo de menor inércia, conforme Figura 4.13. Para auxiliar a medição do deslocamento lateral foram utilizados fios resistentes ao fogo que eram conectados aos elementos e transpassados para o exterior do forno por meio de furos existentes na parede do forno e por um orifício localizado entre as portas do forno. A Figura 4.14 mostra a posição dos furos na parede do forno.

Para medir os deslocamentos longitudinais e rotações nos apoios foram utilizados sete transdutores de deslocamento (LVDT), três na extremidade superior e quatro na extremidade inferior, conforme Figura 4.13. Esses transdutores foram posicionados ortogonalmente permitindo não apenas mensurar diretamente os deslocamentos axiais como indiretamente as rotações nos apoios. A Figura 4.15 mostra a disposição dos transdutores na base dos elementos. Um oitavo transdutor de deslocamento (LVDT) foi posicionado na região de encontro das vigas superiores da estrutura de restrição, por meio do qual também foi possível medir deslocamentos verticais da extremidade superior dos elementos.

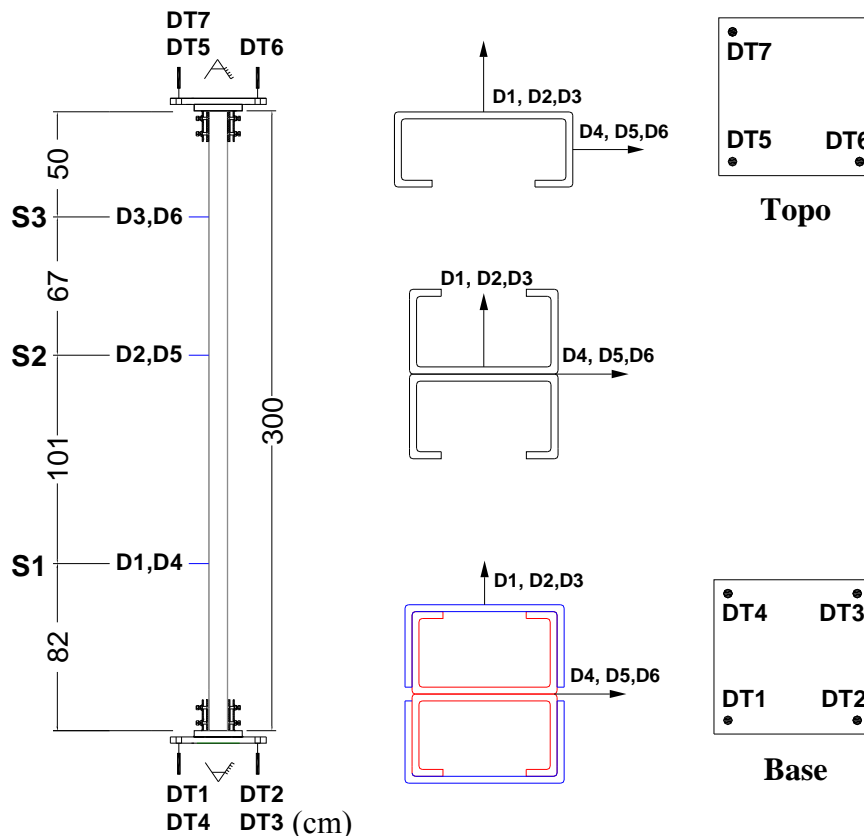


Figura 4.13 – Posicionamento dos transdutores de deslocamento



Figura 4.14 – Furos para passagem dos fios resistentes ao fogo utilizados para realizar a medição de deslocamento lateral

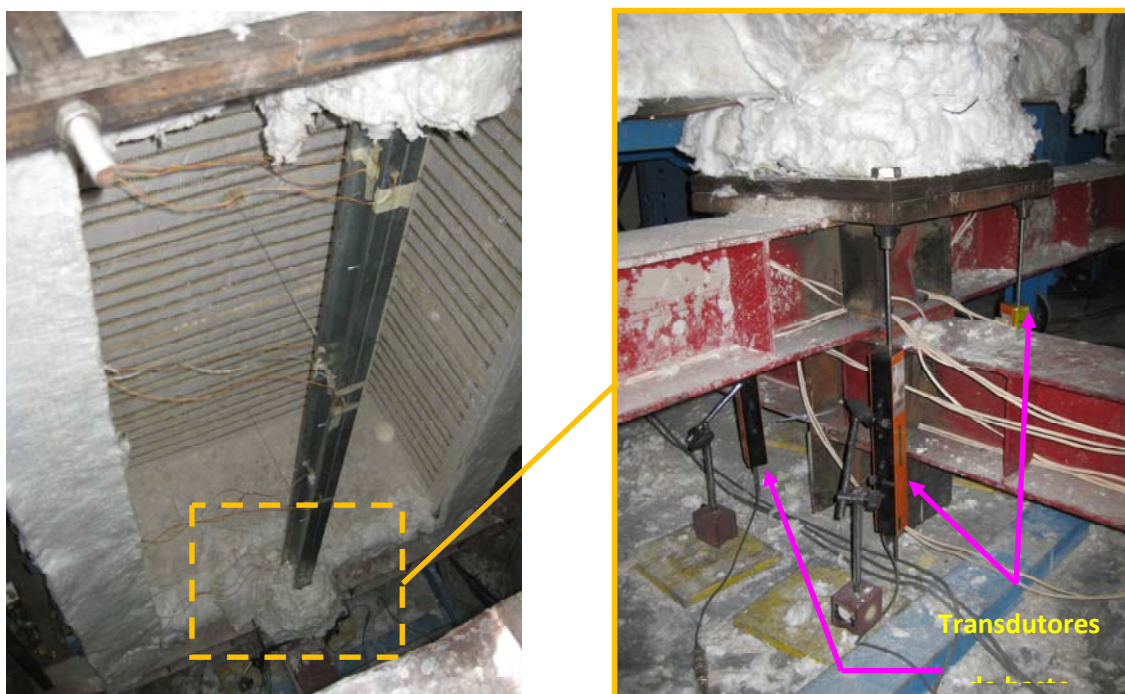


Figura 4.15 – Posicionamento dos transdutores de deslocamento (LVDT) na extremidade inferior dos elementos

4.4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

4.4.1 Aspectos gerais

O procedimento experimental realizado foi dividido em três etapas sequenciais, a saber: (1) *Posicionamento dos elementos*, (2) *Aplicação da ação mecânica* e (3) *Aplicação da ação térmica*;

Os parâmetros de interesse a serem medidos são: (i) *Tempo de colapso*, (ii) *Temperatura no colapso*, (iii) *Elevação da temperatura no forno*, (iv) *Distribuição da temperatura na seção transversal*, (v) *Distribuição da temperatura ao longo do comprimento*, (vi) *Deslocamento lateral* e (vii) *Deslocamento longitudinal*. A figura 4.16 ilustra uma vista bidimensional do esquema geral de ensaio.

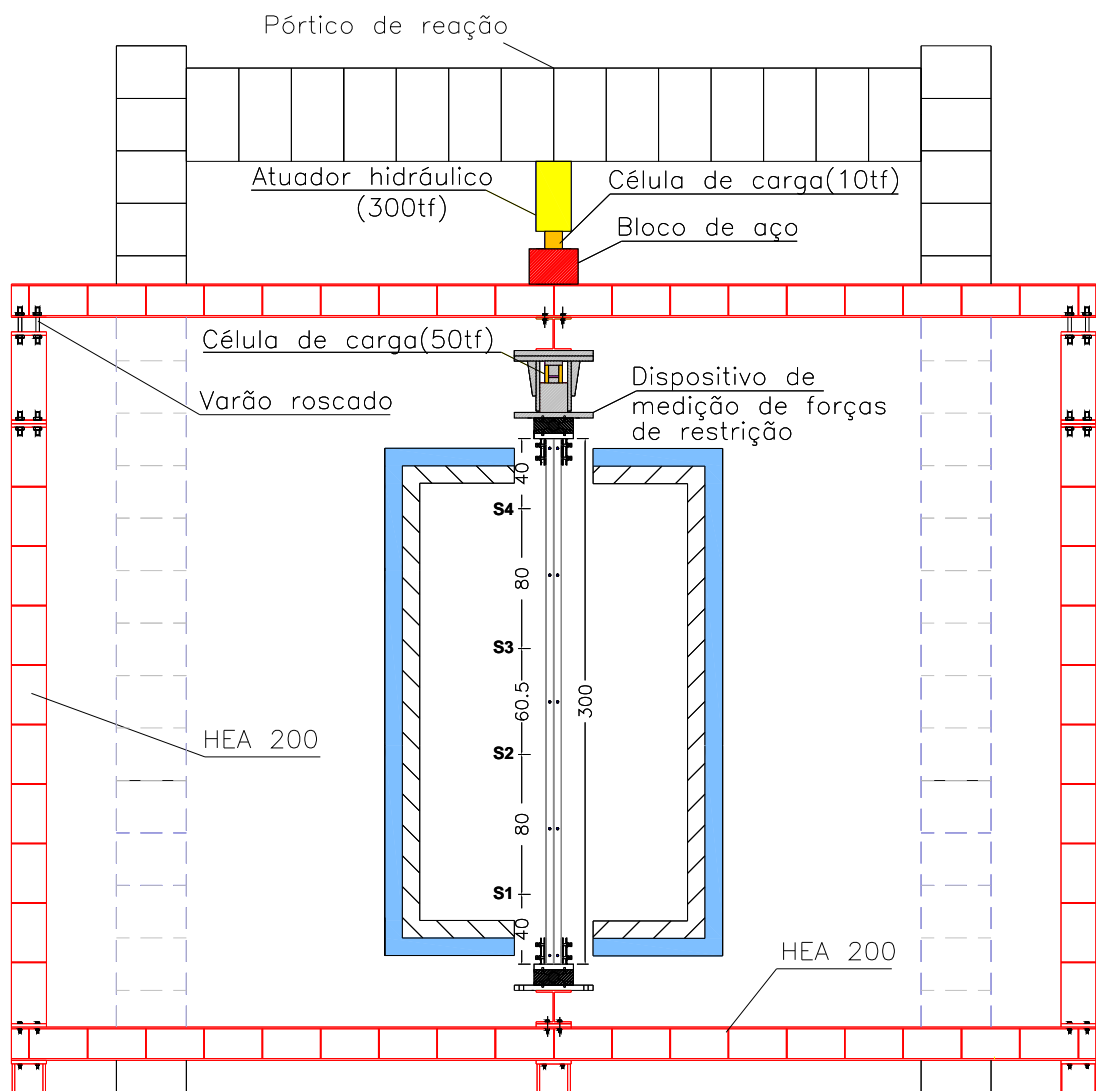


Figura 4.16 – Posicionamento do elemento estrutural dentro do forno

4.4.2 Posicionamento dos elementos

Os elementos eram posicionados dentro dos aparelhos de apoio e manualmente centrados. Para centrar os elementos, foram realizadas marcações ortogonais nas chapas dentro dos aparelhos de apoio inferior e superior, conforme detalhe da figura 4.17b. O ajuste da centragem dos elementos nos aparelhos de apoio foi realizado por meio de chapas laterais e parafusos, conforme figura 4.17a. A verticalidade dos elementos foi aferida, por meio de um nível de bolha, durante o posicionamento entre os aparelhos de apoio.

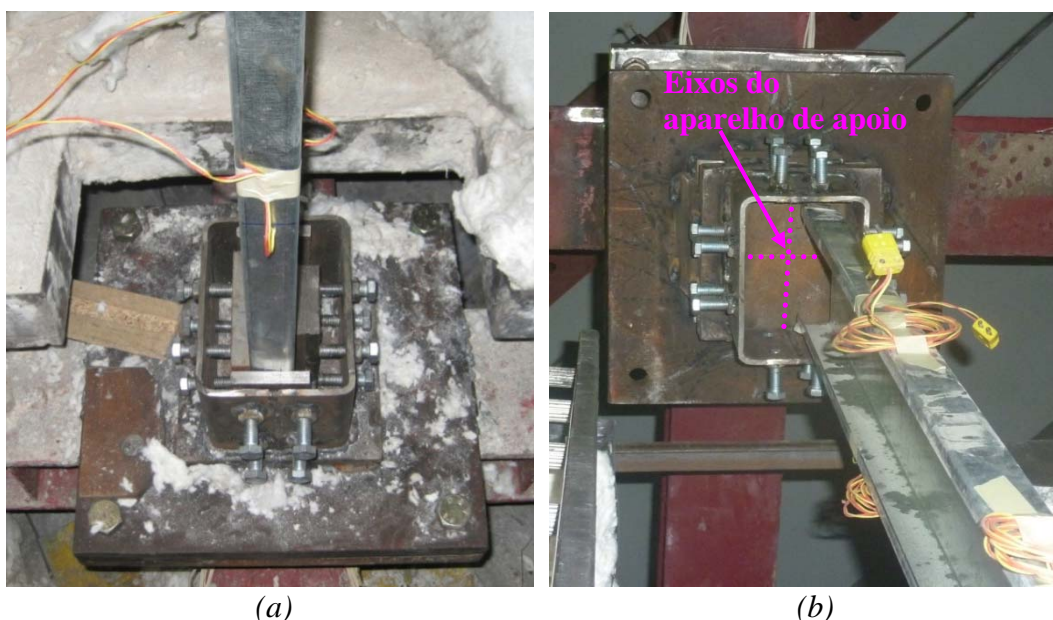


Figura 4.17 – Posicionamento dos elementos: (a) ajuste do elemento no aparelho de apoio (b) marcações para centragem do elemento

4.4.3 Aplicação da ação mecânica

A força de serviço foi aplicada por meio de um atuador hidráulico e das vigas superiores da estrutura de restrição, como se verifica no esquema da figura 4.16. Conforme mencionado no item 4.2.1, a ligação entre os pilares e vigas superiores da estrutura de restrição foi realizada por meio de varões roscados e porcas. Para realizar a aplicação da força, primeiramente as porcas que auxiliam os varões roscados na ligação entre pilares e vigas superiores da estrutura de restrição eram desapertadas de modo que as vigas superiores encontravam-se totalmente livres para se deslocar na vertical, permitindo a total transferência da força da estrutura de restrição para os elementos a serem ensaiados.

Seguidamente aplicava-se a força sucessivamente ao elemento. Quando a força de serviço era alcançada, as porcas dos varões eram apertadas de modo a promover a restrição ao alongamento térmico durante o ensaio.

No que se refere à ação mecânica, um aspecto importante diz respeito à relação entre o valor das forças e procedimento de aplicação das mesmas durante os ensaios.

Conforme o plano de ensaio apresentado na Tabela 4.1, a força de ensaio é 30% daquela calculada segundo Eurocode 3 parte 1.3. Entretanto, devido ao procedimento de aplicação da força nos elementos, na execução dos ensaios descontou-se desse valor o peso do conjunto composto pelas vigas superiores da estrutura de restrição e dispositivo de medição das forças de restrição. Durante os ensaios esse conjunto foi posicionado sobre o elemento estrutural antes de aplicar qualquer solicitação. Sendo assim, a força de ensaio é composta de 8,5 kN (peso do conjunto) mais o complemento aplicado pelo atuador hidráulico. Na Tabela 4.2, estão apresentadas as forças iniciais previstas (calculadas conforme Eurocode 3 parte 1.3) e aquelas aplicadas nos ensaios.

Tabela 4.2 – Composição da força aplicada nos ensaios

Elemento	Seção	Tipo de apoio	Sigla	P ₀ *	P ₀ **	Nível de força
P01	C	E	C1-E	10,29	10,2	30%
P02			C2-E	10,29	10,0	
P03	I	E	I1-E	39,84	38,3	30%
P04			I2-E	39,84	37,3	
P05	2R	E	2R1-E	65,01	59,1	30%
P06			2R2-E	65,01	60,0	
P07	C	R	C3-R	4,59	8,50*	56%
P08			C4-R	4,59	8,50*	
P09	I	R	I3-R	16,62	17,0	30%
P10			I4-R	16,62	17,5	
P11	2R	R	2R3-R	45,36	42,2	30%
P12			2R4-R	45,36	42,3	

R – Rótula E – Engaste
P₀* - 30 % da força última calculada conforme EN1993.1-3 (força prevista)
P₀** - Força inicial aplicada nos ensaios
* Aproximadamente 60% da força última calculada conforme EN1993.1-3

4.4.4 Aplicação da ação térmica

Após a aplicação da força e ajustado o sistema de restrição o forno era ligado dando início ao aquecimento do elemento. À medida que a temperatura aumentava, as forças de restrição começavam a se desenvolver até um valor máximo devido à restrição ao alongamento térmico e, em seguida, decresciam devido à degradação das

propriedades mecânicas do aço. Os ensaios terminavam quando a força de restrição tornava a alcançar o valor da força inicialmente aplicada aos elementos. A curva de aquecimento do forno buscou seguir a curva de incêndio padrão ISO 834 (1999).

Nessa etapa é interessante acompanhar a evolução da temperatura com o tempo no forno e nos elementos para a verificação da conformidade do andamento do ensaio. Nesse sentido, devem-se priorizar a visualização em tela (no próprio equipamento de aquisição de dados ou outro computador) dos dados referentes aos pontos de medição de temperatura no forno e de pontos de interesse dos elementos estruturais.

4.5 RESULTADOS

4.5.1 Temperatura no forno

Conforme mencionado anteriormente, em todos os ensaios a curva de aquecimento do forno foi regulada para a curva ISO 834 (1999). No entanto, como mostrado na figura 4.18, é difícil reproduzir esta curva nas fases iniciais dos ensaios devido à limitação da potência do forno elétrico utilizado. Em geral, apenas após 6 minutos do início dos ensaios a temperatura do forno tende a reproduzir de forma satisfatória a curva ISO 834 (1999). Contudo, foi registrado uniformidade nas temperaturas medidas nos três módulos do forno, conforme figura 4.18. O apêndice A apresenta de forma mais detalhada as curvas de aquecimento do forno registradas em cada ensaio.

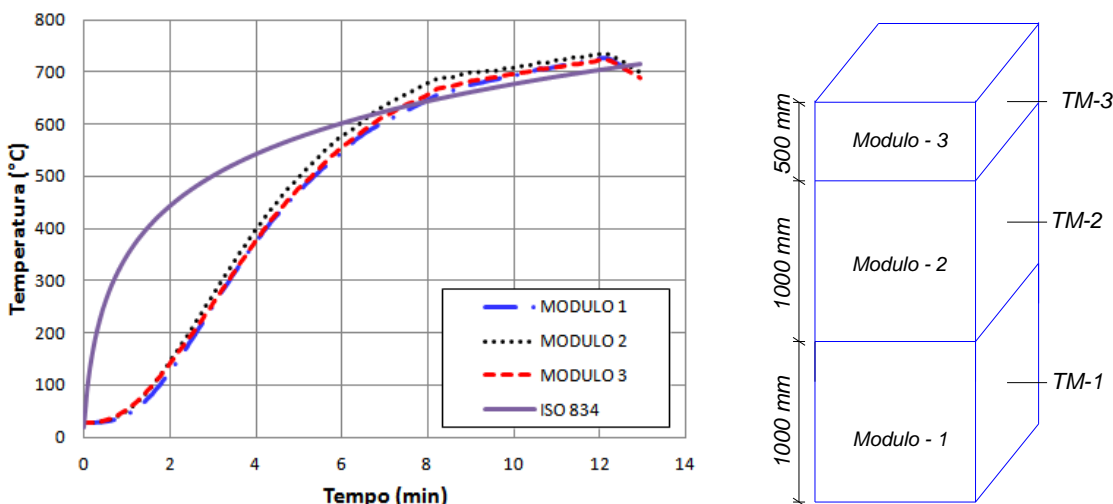


Figura 4.18 – Temperatura no forno: ensaio do elemento P06.

4.5.2 Comportamento térmico das barras

4.5.2.1 Distribuição da temperatura na seção

A distribuição de temperatura sobre o contorno da seção transversal foi aproximadamente uniforme durante a maior parte do tempo para os elementos ensaiados, conforme se pode observar nas figuras 4.19 e 4.20. Em geral, para os elementos com seções transversais C e I, as temperaturas identificadas nas abas e na alma foram muito próximas, conforme figuras 4.19a, 4.19b, 4.20a e 4.20b.

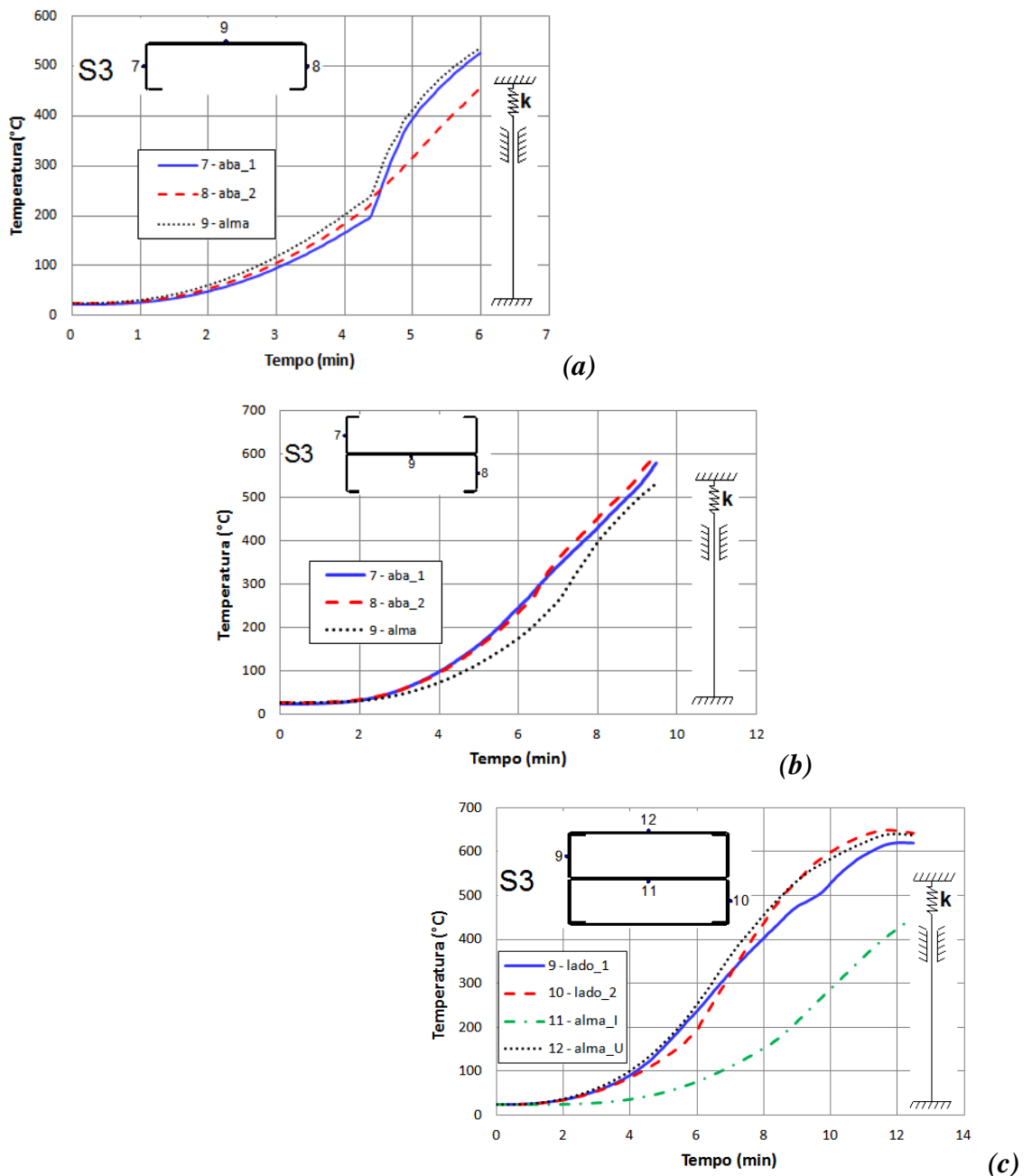


Figura 4.19 – Relação temperatura vs tempo na seção S3 dos elementos com extremidades engastadas e seções dos tipos: (a) C (P01), (b) I (P03) e (c) 2R (P05).

Para os elementos com seção transversal 2R, a diferença entre as temperaturas dos pontos localizados no contorno da seção também foi pequena. Por sua vez, as temperaturas registradas no interior dos elementos com seção 2R resultaram menores do que aquelas registradas no contorno da seção, conforme figuras 4.19c e 4.20c.

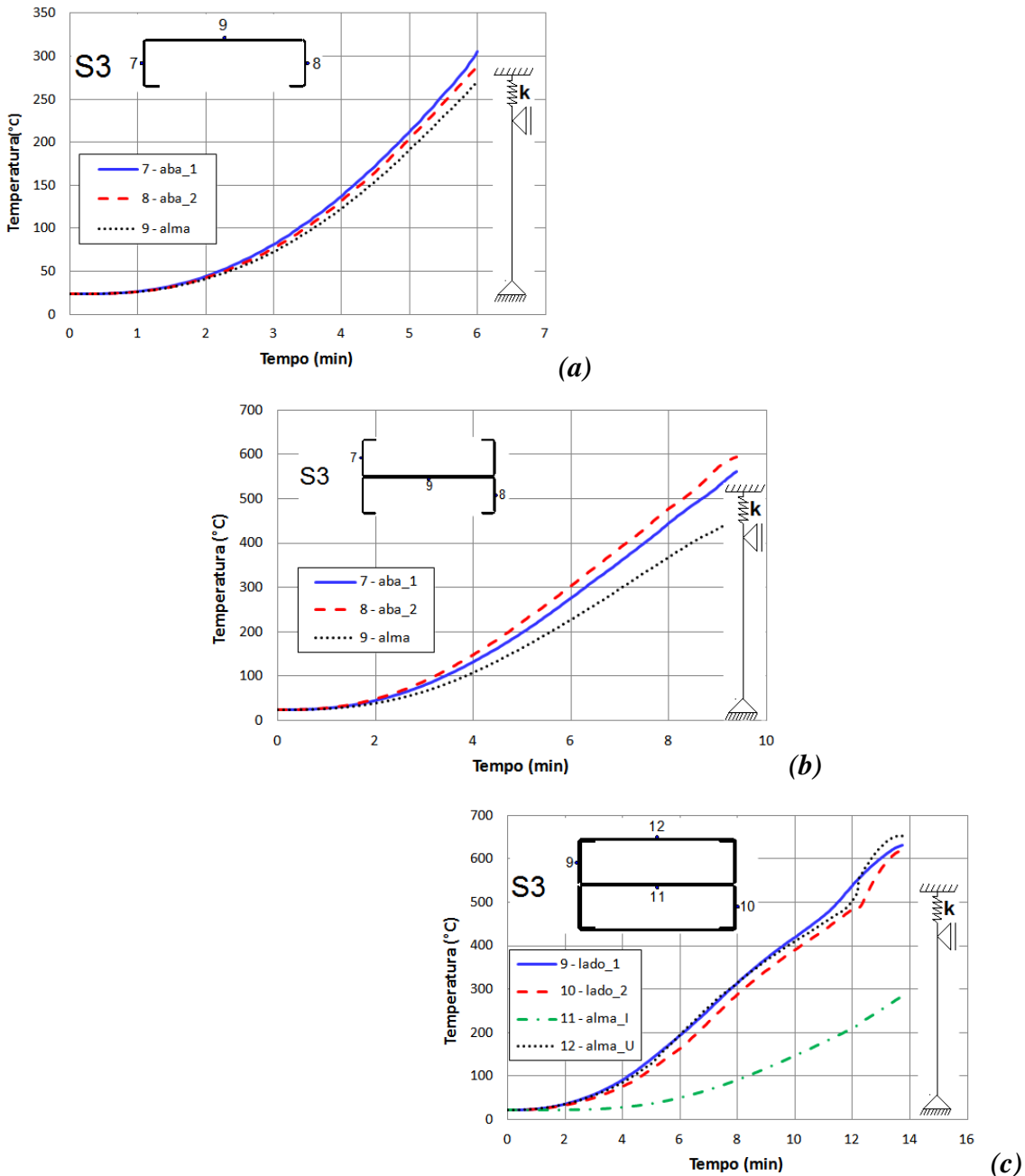


Figura 4.20 – Relação temperatura vs tempo na seção S3 dos elementos com extremidades rotuladas e seções dos tipos: (a) C (P08), (b) I (P10) e (c) 2R (P11).

O registro de temperaturas menores no interior dos elementos com seção 2R do que no contorno da seção se justifica pelo fato de a seção 2R ser fechada de modo que seu interior não resulta diretamente exposto ao calor proveniente da convecção do ar,

bem como está protegido contra a radiação do forno. No apêndice A encontram-se as distribuições de temperatura nas seções transversais para os elementos investigados.

4.5.2.2 Distribuição da temperatura ao longo do comprimento

A distribuição de temperatura ao longo do comprimento dos elementos não foi uniforme, conforme figura 4.21, referente aos elementos engastados (comportamento semelhante foi observado para os elementos rotulados, conforme Apêndice B).

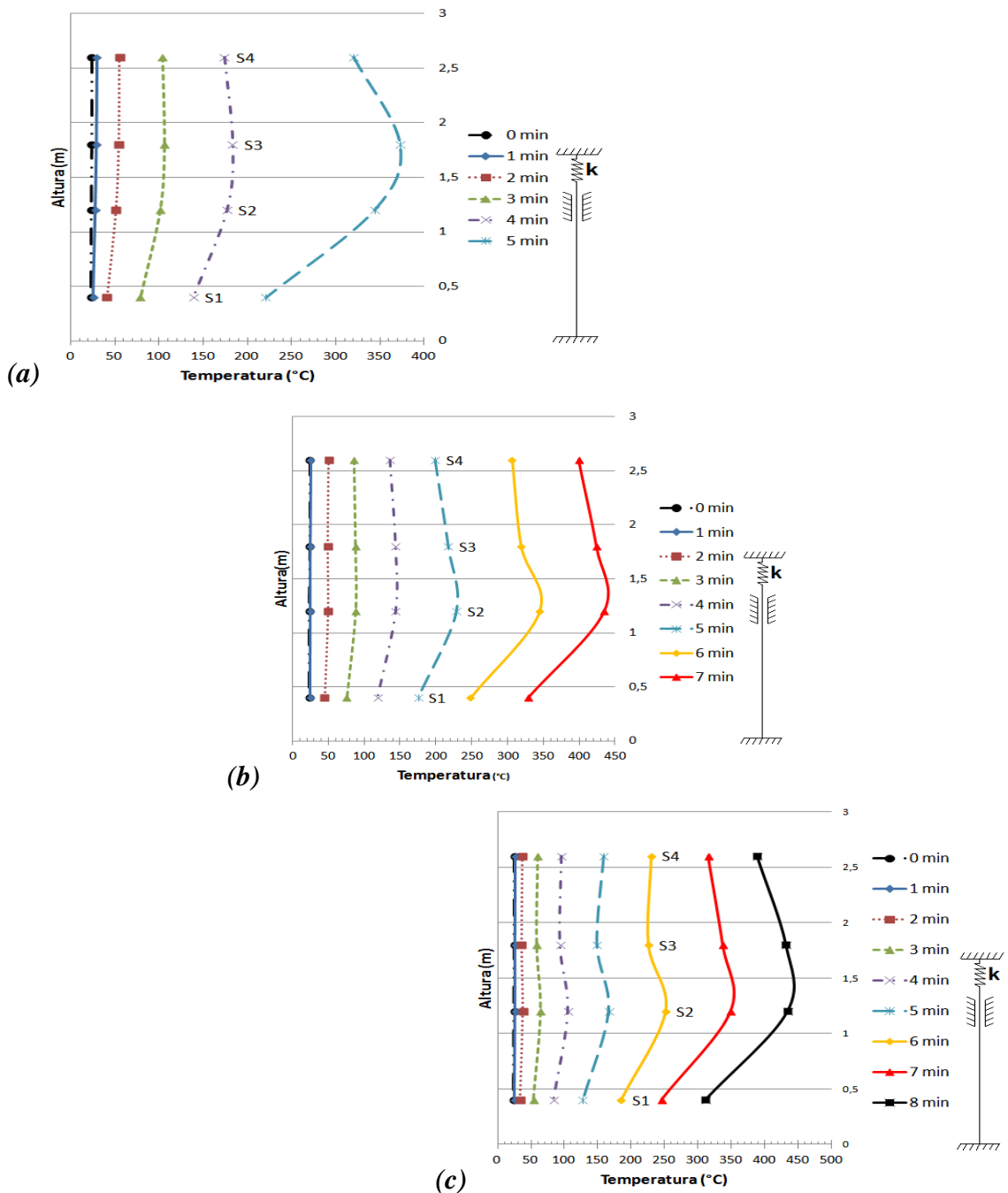


Figura 4.21 – Distribuição de temperatura ao longo do comprimento para os elementos com extremidades engastadas e seções dos tipos: (a) C(P01), (b) I(P03) e (c) 2R(P05).

De acordo com a figura 4.21, a temperatura máxima foi registrada a meia-altura dos elementos. Essa configuração da distribuição de temperatura pode ter influenciado de alguma maneira o modo de falha dos elementos. Conforme ressaltado no estudo realizado em Heva (2009), a distribuição não uniforme de temperatura introduz restrição adicional à perda de estabilidade devido às maiores propriedades mecânicas do aço nas extremidades dos elementos. Todavia, a influência da distribuição não uniforme ao longo do comprimento sobre a estabilidade dos elementos é um fenômeno que necessita de ser mais bem investigado. No presente estudo, esse efeito não foi avaliado quantitativamente por extrapolar os objetivos da presente pesquisa.

Tendo em vista o fato de a distribuição de temperatura ao longo do comprimento apresentar gradiente com valor máximo a meio vão, naturalmente, é interessante que, no momento de distribuir as seções de medição de temperatura ao longo do comprimento em investigações experimentais, haja medições de temperatura em uma seção a meio vão. Sendo assim, é preferível que a distribuição das seções de medição seja realizada a partir do centro para as extremidades.

Outrossim, para uma configuração de medição de temperatura ao longo do comprimento semelhante à que foi utilizada no presente trabalho, onde não houve seções de medição a meio vão, pode haver diferença entre as temperaturas medidas nas duas seções mais próximas à região a meio vão.

De acordo com os resultados do presente trabalho, consoante à seção que foi escolhida para calcular a temperatura média, houve ligeira diferença entre as temperaturas correspondentes à força de compressão resistente. Conforme a figura 4.22, para o caso do elemento P06 (2R2-E), selecionando-se as seções S2 ou S3, uma diferença de cerca de 40 °C foi registrada.

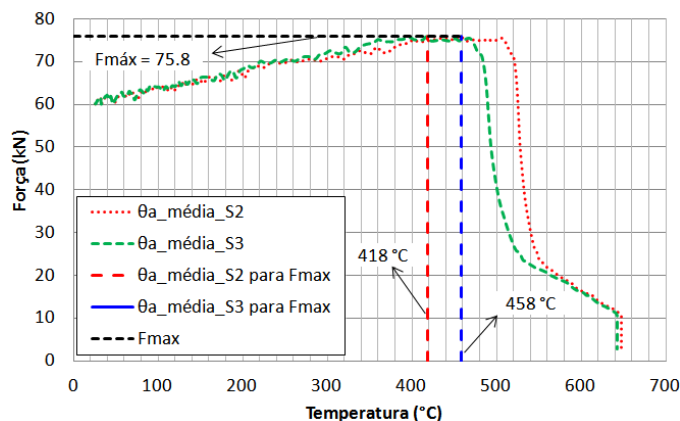


Figura 4.22 – Força em função da temperatura do aço para as seções transversais S2 e S3 - Elemento P06 (2R2-E)

A Tabela 4.3, mostra os gradientes de temperatura registrados entre as seções de medição de temperatura adotadas no presente trabalho, correspondentes à força de compressão resistente de cada elemento.

Tabela 4.3 – Gradiente de temperatura (em °C) entre seções de medição de temperatura correspondente à força de compressão resistente de cada elemento

Elemento	$\Delta\theta(S_2-S_1)$	$\Delta\theta(S_3-S_1)$	$\Delta\theta(S_4-S_3)$	$\Delta\theta(S_4-S_2)$	$\Delta\theta(S_3-S_2)$	$\Delta\theta(S_4-S_1)$
P01	93,8	119,8	42,6	16,6	26,0	77,2
P02	52,9	50,4	13,5	16,0	2,5	36,9
P03	98,5	74,9	13,8	37,4	26,6	61,1
P04	47,0	81,0	9,3	24,6	34,0	71,7
P05	117,4	112,7	35,0	39,8	4,7	77,7
P06	142,8	102,5	29,6	69,8	40,3	72,9
P07	46,0	57,7	68,7	57,0	11,7	11,0
*P08	---	---	---	---	---	---
P09	39,4	24,5	38,8	53,7	14,9	14,3
*P10	---	---	---	---	---	---
*P11	---	---	---	---	---	---
*P12	---	---	---	---	---	---

*Para os elementos P08, P10, P11 e P12 apenas houve registro de temperatura para a seção S3
 $\Delta\theta(S_i-S_j) = |\theta_{med-S_i} - \theta_{med-S_j}|$ - Módulo da diferença entre as temperaturas médias das seções i e j
 θ_{med-S_i} – Temperatura média da seção i
 θ_{med-S_j} – Temperatura média da seção j

4.5.3 Comportamento estrutural das barras

Nesse item estão apresentados e discutidos os resultados referentes ao comportamento estrutural em temperaturas elevadas dos elementos. Durante os ensaios, além de registros de temperaturas e tempo de ensaio, foram realizados registros das forças de restrição desenvolvidas e deslocamentos lateral e axial.

O comportamento dos elementos a altas temperaturas foi avaliado sobre os pontos de vista qualitativo e quantitativo. Aspectos sobre o comportamento pós-crítico desses elementos, diferenças entre os comportamentos dos elementos sobre as condições de apoio de engaste ou rótula, bem como sobre as configurações deformadas ao término dos ensaios, serão apresentados e discutidos nos itens que se seguem.

4.5.3.1 Deslocamentos nos apoios

Com relação aos aparelhos de apoio os resultados indicam que os mesmos funcionaram dentro do esperado, a saber, com pequenas rotações nas chapas de base em ambas as extremidades e deslocamentos verticais desprezíveis na chapa de base da extremidade inferior (extremidade fixa).

A figura 4.23 mostra as medições de deslocamentos no aparelho de apoio da extremidade livre, registradas durante o ensaio do elemento P02. De acordo com essa figura, os deslocamentos na extremidade superior mantiveram uniformidade entre suas medições, com deslocamentos relativos pequenos, conferindo verticalidade na aplicação da força durante o ensaio.

Vale destacar que o elemento P02 foi o que apresentou a maior diferença entre as medições dos transdutores no aparelho de apoio da extremidade superior. Essa diferença foi da ordem de 4 mm entre os transdutores 5 e 7, conforme figura 4.23.

A figura 4.24 mostra as medições de deslocamentos no aparelho de apoio da extremidade livre e o deslocamento da estrutura de restrição na região de encontro das vigas superiores (cruzamento das vigas), registradas durante o ensaio do elemento P07. De acordo com essa figura, a avaliação do deslocamento vertical da extremidade livre dos elementos é consistente tendo em vista a similaridade entre as medições realizadas diretamente no aparelho de apoio e por meio da estrutura de restrição.

Tendo em vista que os deslocamentos verticais na chapa de base da extremidade inferior (extremidade fixa) foram desprezíveis, os mesmos não foram aqui apresentados. Contudo, no apêndice C estão apresentadas as medições realizadas em cada ensaio.

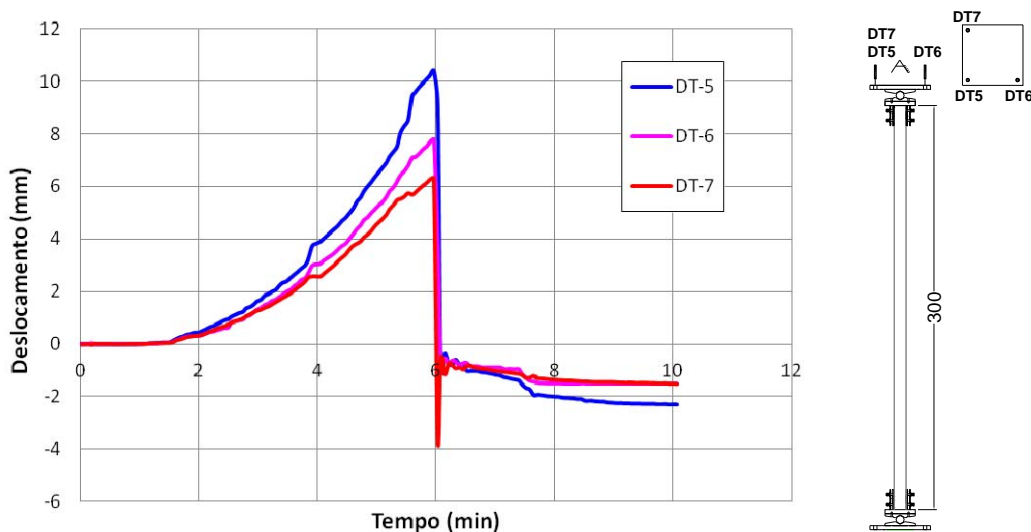


Figura 4.23 – Ensaio do elemento P02: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

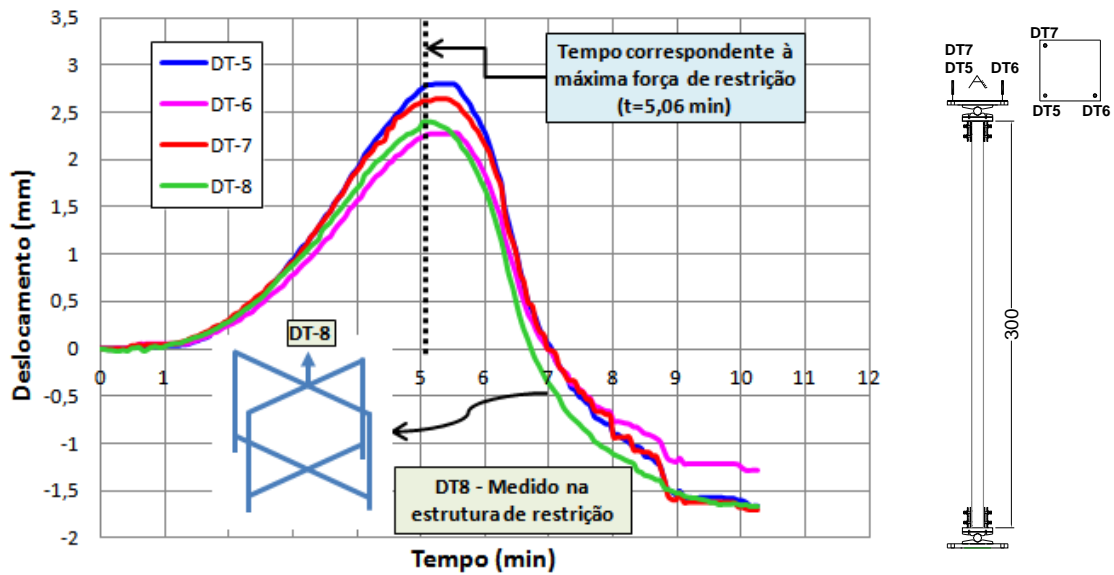


Figura 4.24 – Ensaio do elemento P07: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

4.5.3.2 Avaliação da temperatura crítica e da força de compressão resistente

A Tabela 4.4 mostra os resultados obtidos para a força de compressão resistente de cada elemento, bem como para o tempo correspondente à força de compressão resistente e para a máxima temperatura média alcançada numa das seções dispostas ao longo do comprimento dos elementos. Conforme essa tabela, a máxima temperatura média ocorreu na seção S2 ou S3. Por esse motivo, no presente item, algumas comparações foram realizadas entre os dados registrados para essas duas seções.

Tabela 4.4 – Resultados dos ensaios

Elemento	P_0^{**} (kN)	P (kN)	Tempo (min)	Máxima temperatura média (°C)
P01 C1-E	10,2	32,7	5,38	435,05 (S3)
P02 C2-E	10,0	33,7	5,94	383,48 (S2)
P03 I1-E	38,3	61,5	7,18	362,23 (S2)
P04 I2-E	37,3	58,8	6,48	338,90 (S3)
P05 2R1-E	59,1	75,0	7,67	408,33 (S2)
P06 2R2-E	60,0	75,8	8,10	458,23 (S2)
P07 C3-R	8,50	15,3	5,06	251,95 (S3)
P08 C4-R	8,50	14,3	5,70	261,20 (S3)
P09 I3-R	17,0	38,5	8,45	408,30 (S2)
P10 I4-R	17,5	40,7	7,27	369,97 (S3)
P11 2R3-R	42,2	70,8	11,93	504,03 (S3)
P12 2R4-R	42,3	77,0	13,40	432,22 (S3)

R – Extremidades Rotuladas E – Extremidades Engastadas

P_0^{**} – Força inicial aplicada nos ensaios

P – Força de compressão resistente

De acordo com os resultados apresentados na Tabela 4.4, as forças de compressão resistentes foram semelhantes entre os pares de ensaios realizados. Por outro lado, as máximas temperaturas médias registradas para elementos nominalmente similares apresentaram diferenças entre seus valores. Essas diferenças podem ser significativas em análises posteriores, como, por exemplo, na definição de fatores de redução para a avaliação da força de compressão resistente por meio de métodos de cálculo simplificados.

De acordo com os resultados da Tabela 4.4 a diferença entre máximas temperaturas médias registradas foi de 38 °C para os elementos (P09 e P10), 52 °C e 50 °C, nos casos dos elementos (P01 e P02) e (P05 e P06) respectivamente e 72 °C para os elementos P11 e P12.

As figuras 4.25, 4.29, 4.31 e 4.34 mostram a elevação da temperatura com o tempo para os elementos supracitados. Algumas considerações podem ser estabelecidas por meio dessas figuras no sentido de tentar entender as diferenças entre as máximas temperaturas médias registradas para os pares de elementos supracitados.

Conforme Figura 4.25, até cerca de 4,5 minutos a elevação da temperatura resultou similar para os elementos P01 e P02. Após este tempo houve uma divergência entre as elevações de temperaturas desses elementos. Não se sabe ao certo o que causou essa divergência. Em todo caso, é interessante salientar que os comportamentos das curvas de aquecimento dos elementos P01 e P02 deveriam, a priori, resultar próximas aos dos elementos P07 e P08, tendo em vista que possuem similares seções e condições de exposição ao calor. Nesse sentido foi realizada uma comparação entre resultados dos elementos P01, P02, P07 e P08, conforme o que se segue.

As figuras 4.26 e 4.27 mostram os resultados da elevação da temperatura média (seções S2 e S3 respectivamente) com o tempo para os elementos P01, P02, P07 e P08. Por meio dessas figuras, é possível perceber que os registros da elevação da temperatura média nas seções S2 e S3 dos elementos P02, P07 e P08 apresentam similaridade entre si (no mínimo até o instante da força de compressão resistente do elemento P07 (5 minutos)). Por outro lado, para o elemento P01 (duplicata do elemento P02), há uma brusca mudança na taxa de aquecimento desse elemento após 4,5 minutos.

Após avaliar as curvas de elevação de temperaturas dos elementos P01, P02, P07 e P08, não foi possível estabelecer argumentos que justificassem a diferença entre a curva do elemento P01 com as demais, permanecendo a incerteza quanto a real causa

dessa divergência. Em todo caso, tomando por base o comportamento dos elementos P07 e P08, era de se esperar que a diferença entre as máximas temperaturas médias dos elementos P01 e P02 fosse menor.

A Figura 4.28 mostra a relação entre a temperatura e a força desenvolvida para os elementos P01 e P02. Outrossim, essa figura mostra graficamente a diferença entre as temperaturas médias máximas desenvolvidas para cada um desses elementos.

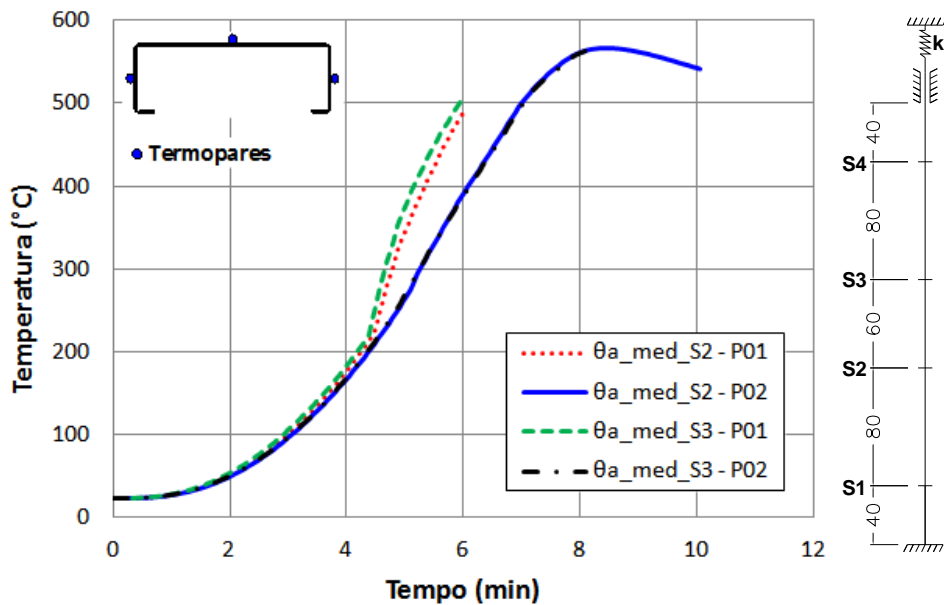


Figura 4.25 – Relação *temperatura vs tempo* nas seções S2 e S3 dos elementos P01 e P02

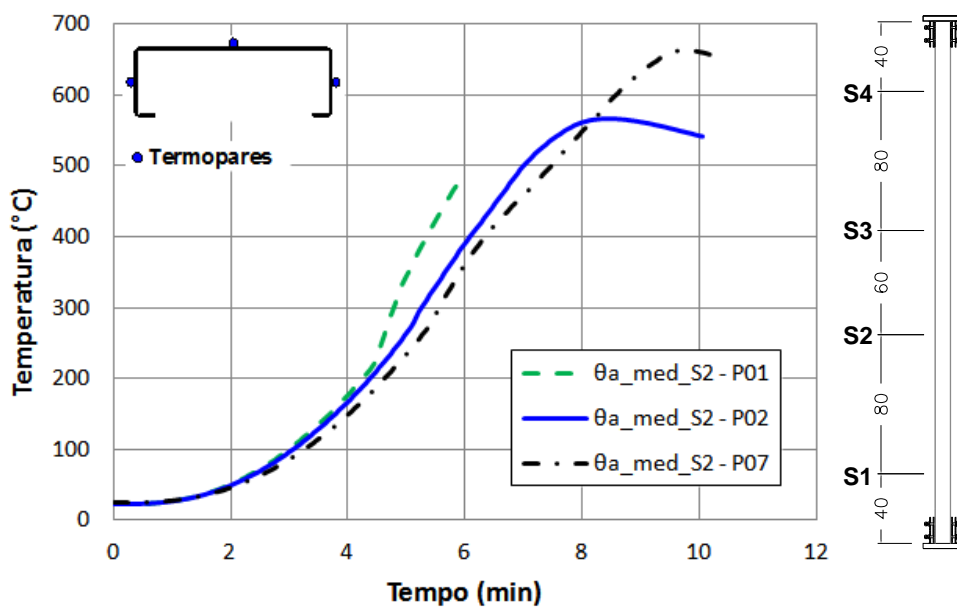


Figura 4.26 – Relação *temperatura vs tempo* na seção S2 dos elementos (P01 e P02) e P07.

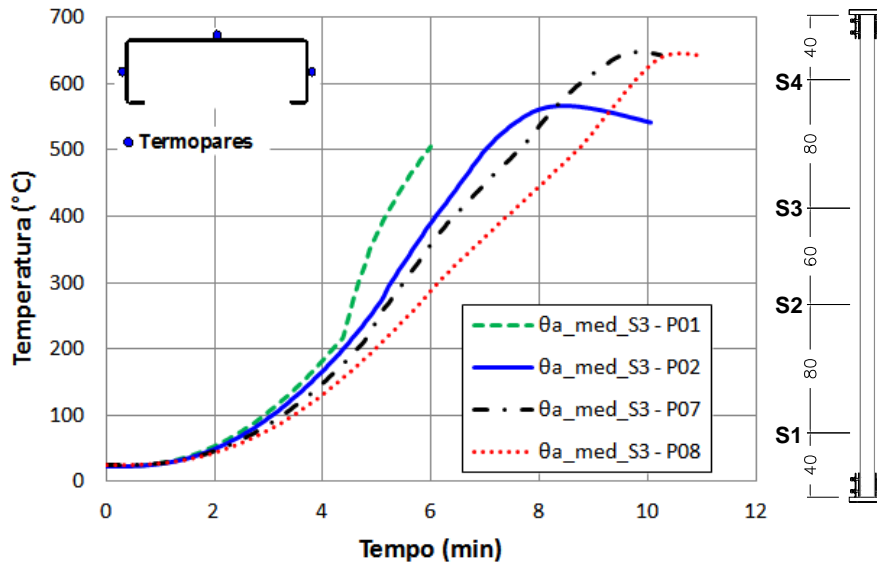


Figura 4.27 – Relação temperatura vs tempo na seção S3 dos elementos (P01 e P02) e (P07 e P08).

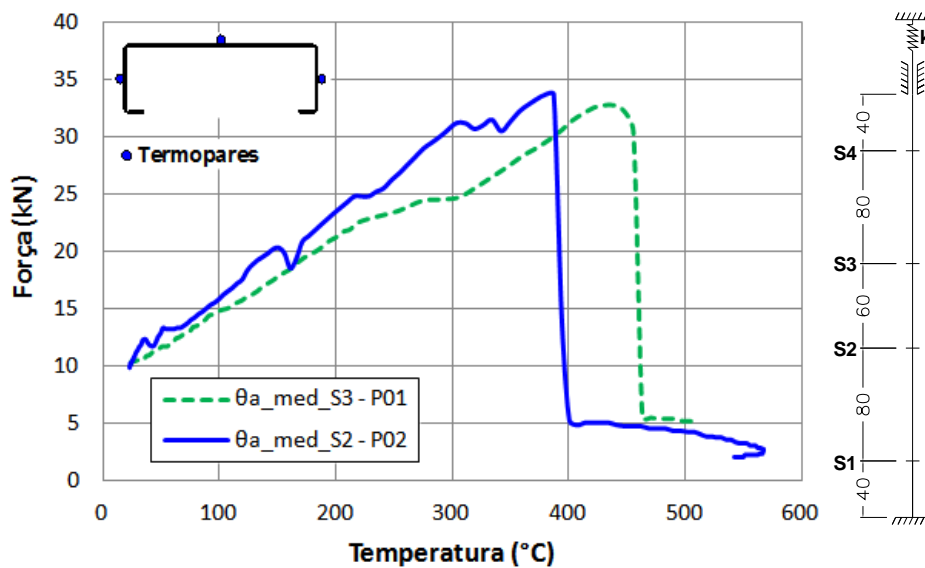


Figura 4.28 – Força em função da temperatura do aço para os elementos P01 e P02

A Figura 4.29 mostra a elevação da temperatura com o tempo para os elementos P05 e P06. Esses elementos apresentaram uma diferença de 50 °C entre as máximas temperaturas médias registradas para os mesmos, conforme mencionado anteriormente. Entretanto, conforme se verifica na mesma Figura 4.29, a elevação da temperatura foi similar para esses elementos. Sendo assim a diferença apresentada entre os valores registrados para as máximas temperaturas médias na seção S2 desses elementos é naturalmente compreendida uma vez que o ensaio do elemento P06 durou mais tempo que o do elemento P05.

A Figura 4.30 mostra a relação entre temperatura e força desenvolvida para os elementos P05 e P06. Por meio das figuras 4.29 e 4.30 observa-se graficamente a concordância entre o tempo de duração de cada ensaio e as máximas temperaturas médias registradas para esses elementos.

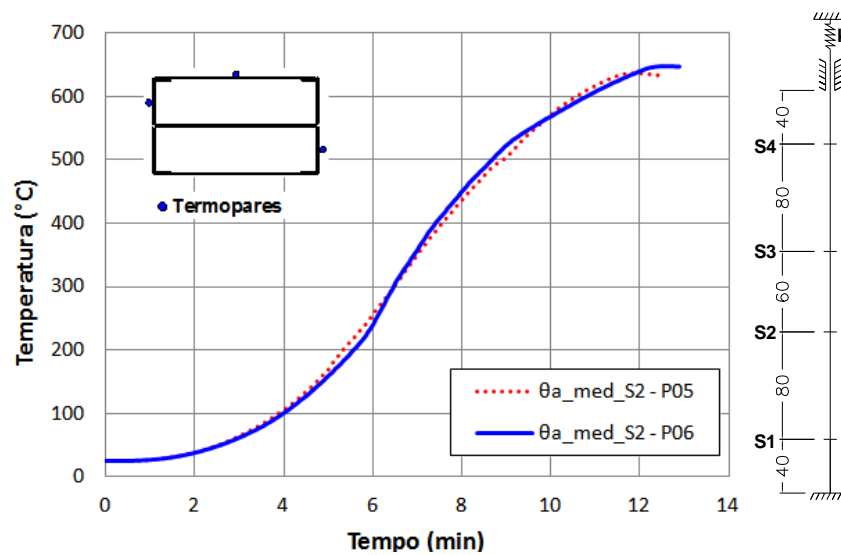


Figura 4.29 – Relação *temperatura vs tempo* nas seções S2 e S3 dos elementos P05 e P06

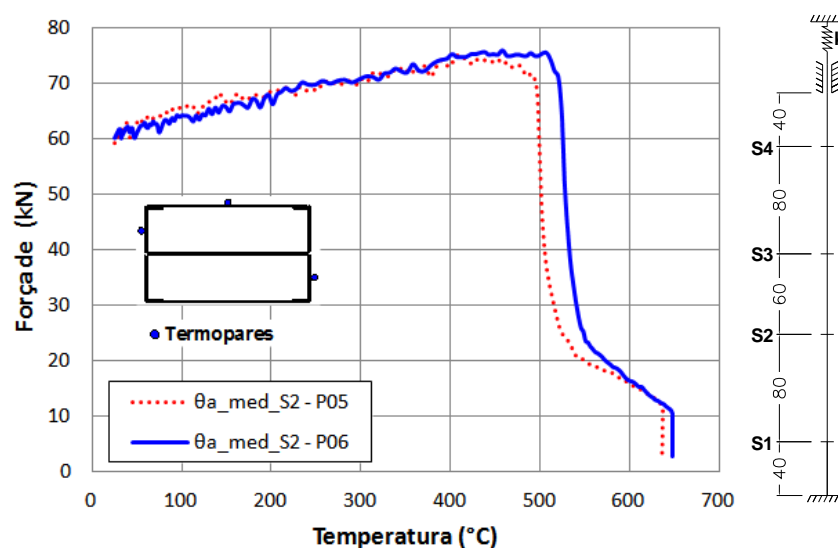


Figura 4.30 – Força em função da temperatura do aço para os elementos P05 e P06

A Figura 4.31 mostra a elevação da temperatura com o tempo para os elementos P11 e P12. Conforme mencionado anteriormente, esses elementos apresentaram uma diferença de 70 °C entre as máximas temperaturas médias registradas. De acordo com a Figura 4.31(a), observa-se que de maneira geral as formas das curvas de elevação de temperatura dos elementos P11 e P12 sugerem certa semelhança entre si. Entretanto,

conforme Figura 4.31(b), onde se apresenta o detalhe da fase inicial de aquecimento desses elementos, nota-se que, desde o início dos ensaios, já havia uma diferença entre as taxas de elevação da temperatura com o tempo, registradas para esses elementos.

As curvas de elevação da temperatura com o tempo dos elementos P11 e P12 foram ajustadas por um polinômio do 2º grau para os três primeiros minutos de aquecimento, conforme detalhe da Figura 4.31(b) e equações 4.1a e 4.2a. Por meio das expressões da taxa de aquecimento com tempo (equações 4.1b e 4.2b, obtidas derivando-se as equações 4.1a e 4.2a) obteve-se a diferença entre os valores das taxas de aquecimento dos elementos P11 e P12 na seção S3, conforme Tabela 4.5.

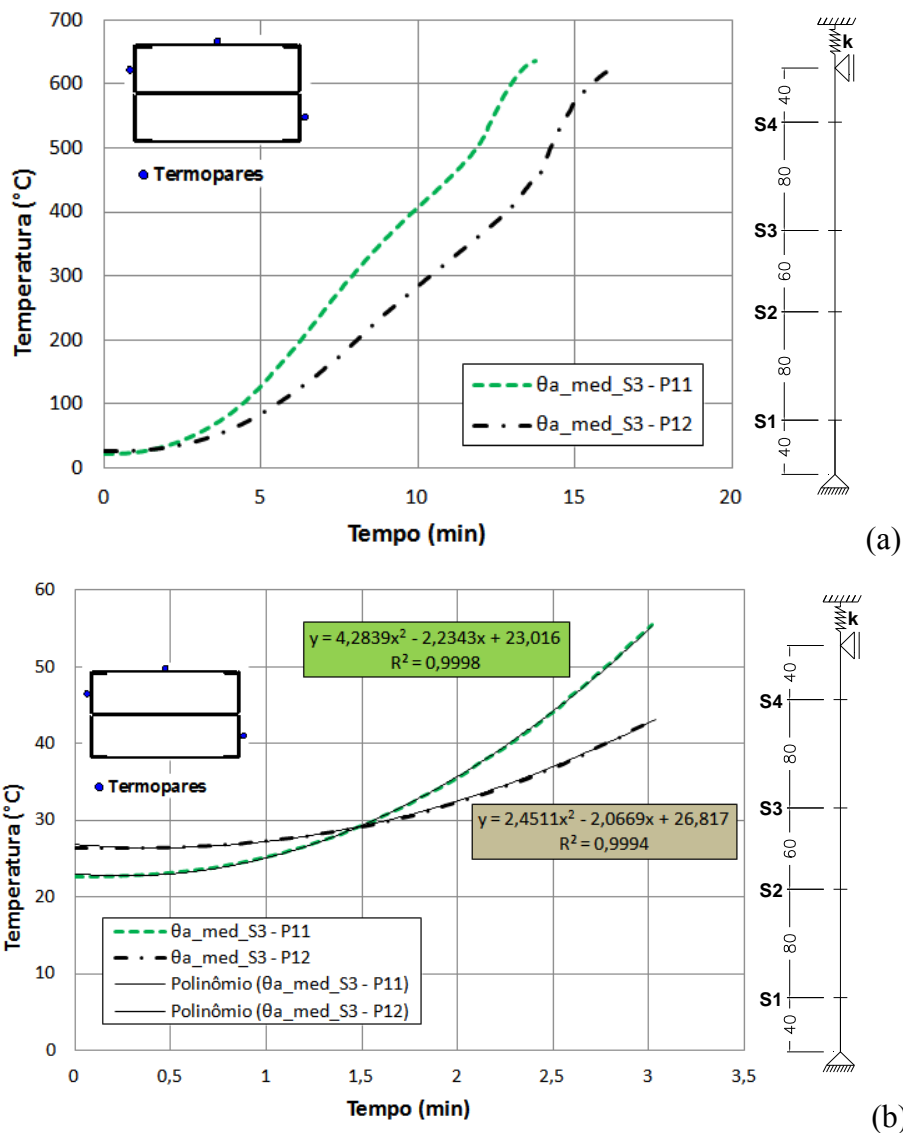


Figura 4.31 – Relação *temperatura vs tempo* nas seções S2 e S3 dos elementos P11 e P12 (a) relação para todo o tempo de ensaio (b) detalhe para os 3 minutos iniciais de ensaio

Elemento P11:

$$\theta_a(t) = 4,2839t^2 - 2,2343t + 23,016 \quad (4.1a)$$

$$\frac{\Delta\theta_a(t)}{\Delta t} = 8,5678t - 2,2343 \quad 0 < t < 3, \text{ t em minutos} \quad (4.1b)$$

Elemento P12:

$$\theta_a(t) = 2,4511t^2 - 2,0669t + 26,817 \quad (4.2a)$$

$$\frac{\Delta\theta_a(t)}{\Delta t} = 4,9022t - 2,0669 \quad 0 < t < 3, \text{ t em minutos} \quad (4.2b)$$

Tabela 4.5 – Diferença entre as taxa de aquecimento dos elementos P11 e P12

Tempo (min)	$\Delta\theta_a/\Delta t$ (°C/min)		
	P11_S3	P12_S3	P11_S3 - P12_S3
0	-2,23	-2,07	-0,17
0,5	2,05	0,38	1,67
1	6,33	2,84	3,50
1,5	10,62	5,29	5,33
2	14,90	7,74	7,16
2,5	19,19	10,19	9,00
3	23,47	12,64	10,83

P11_S3 – Taxa de aquecimento na seção S3 de P11, medida no tempo t (Equação 4.1b)

P12_S3 – Taxa de aquecimento na seção S3 de P12, medida no tempo t (Equação 4.2b)

Nas equações 4.1 e 4.2 e na Tabela 4.5, $\theta_a(t)$ e $\Delta\theta_a/\Delta t$, são a temperatura e taxa de variação da temperatura com o tempo para os elementos P11 e P12.

A Figura 4.32 mostra a relação entre temperatura e força desenvolvida para os elementos P11 e P12, bem como mostra graficamente a diferença entre as temperaturas médias máximas desenvolvidas para cada um desses elementos.

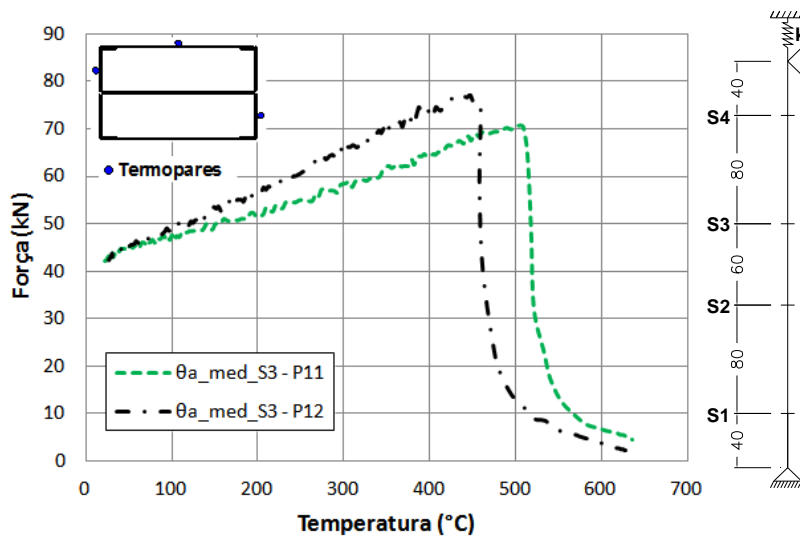


Figura 4.32 – Força em função da temperatura do aço para os elementos P11 e P12

A diferença entre a taxa inicial de aquecimento pode ter levado às diferentes temperaturas críticas registradas para esses elementos. Outrossim, há a hipótese que a condição de vinculação tenha influenciado de alguma maneira o desenvolvimento da força de restrição nos elementos P11 e P12. Segue uma breve discussão sobre as hipóteses supracitadas.

Após avaliar as duas hipóteses supracitadas, os resultados indicam que:

(1) *A condição de vinculação pouco influenciou a diferença entre o desenvolvimento da força de restrição nos elementos P11 e P12.*

Conforme resultados apresentados na Figura 4.33, observa-se que os dois elementos desenvolveram semelhantes curvas *força vs deslocamento lateral*, segundo o eixo de menor inércia, sobre o qual perderam estabilidade. Outrossim, ainda de acordo com a Figura 4.33, inicialmente houve o deslocamento do eixo desses elementos na direção da menor inércia segundo um sentido e , posteriormente, um brusco deslocamento de seus eixos no sentido oposto. Isso indica que houve uma influência das condições de vinculação no desenvolvimento da força de restrição para esses elementos com a introdução de alguma imperfeição geométrica inicial. Entretanto essa influência foi similar para os elementos P11 e P12.

(2) *A diferença entre a taxa inicial de aquecimento foi quem conduziu às diferenças entre as máximas temperaturas médias registradas para esses elementos.*

Tendo em vista a similar influência da condição de apoio rotulada nos resultados dos elementos P11 e P12, e com base nos resultados das figuras 4.31 e 4.32, observa-se que a diferença entre o desenvolvimento da *relação temperatura vs tempo* dos elementos P11 e P12 foi quem afetou o desenvolvimento da *relação força vs temperatura* e na sequencia os valores das máximas temperaturas médias alcançadas por esses elementos, conforme argumentos que se seguem:

1. É fato que a elevação de temperatura degrada as propriedades do aço (módulo de elasticidade) e conseqüentemente afeta a rigidez axial do elemento.
2. Sendo assim, como o elemento P11 foi submetido a maiores elevações de temperatura, o mesmo desenvolveu menor taxa de elevação da força de restrição com a temperatura. Em outras palavras, não forçou tanto o desenvolvimento da força de restrição quanto o elemento P12.
3. Como a força de compressão resistente está associada à intensidade da força de restrição desenvolvida, o elemento P12 atingiu a força de compressão resistente antes do elemento P11, porém para um valor de máxima temperatura média menor.
4. Conseqüentemente, P11 desenvolveu maior temperatura crítica que o elemento P12, conforme Figura 4.32.

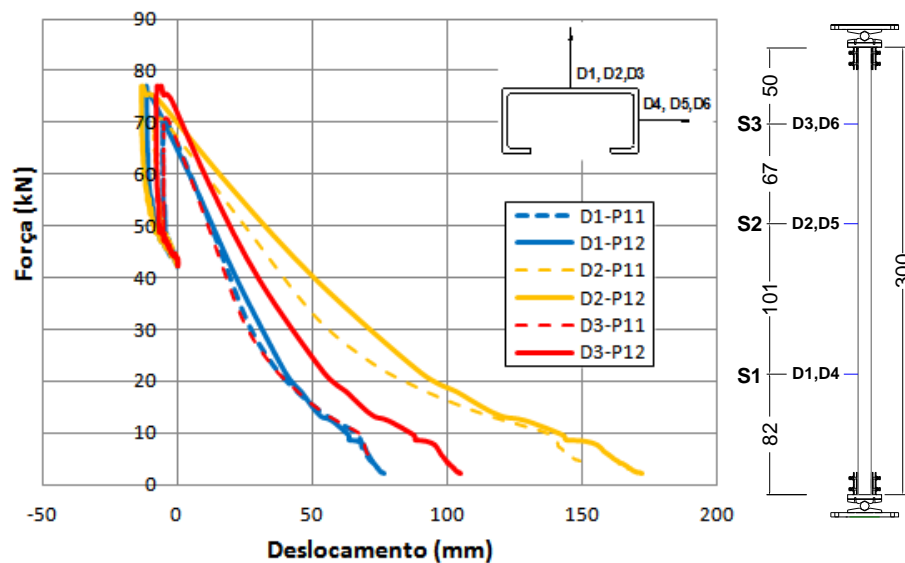


Figura 4.33 – Relação *força vs deslocamento lateral* (segundo eixo de menor inércia) para os elementos P11 e P12

A Figura 4.34 mostra a elevação da temperatura com o tempo para os elementos P09 e P10. Esses elementos apresentaram uma diferença de 38°C entre as temperaturas correspondentes às forças de compressão resistentes. Conforme Figura 4.34, a elevação da temperatura apresentou comportamento similar para os elementos P09 e P10. Entretanto conforme figuras 4.35 e 4.36, houve uma divergência na taxa de elevação da força com a temperatura.

Inicialmente imaginou-se que a diferença entre as taxas de elevação da força com a temperatura do ramo ascendente das curvas *força vs temperatura* dos elementos P09 e P10 poderia estar relacionada com a ligeira diferença observada entre as curvas *temperatura vs tempo* desses elementos, conforme Figura 4.34. Entretanto os resultados dos elementos P03 e P04 (com extremidades engastadas), correspondentes dos elementos P09 e P10 (com extremidades rotuladas), sugerem que essa diferença pode estar relacionada com imperfeições geométricas iniciais devido às condições de vinculação. Segue uma breve discussão sobre esse aspecto:

a-) Para avaliar a possibilidade de que a condição de vinculação tenha influenciado as forças de compressão resistentes e máximas temperaturas médias dos elementos P09 e P10, seus resultados foram comparados aos dos elementos P03 e P04;

b-) As figuras 4.37 e 4.38 mostram os resultados da elevação da temperatura com o tempo e da elevação da força com a temperatura para os elementos P03 e P04. De acordo com essas figuras, ambas as relações supracitadas foram similares para esses elementos. Outrossim, é interessante destacar que mesmo com uma ligeira diferença entre as temperaturas desenvolvidas ao longo do tempo, os elementos P03 e P04 apresentaram relações força vs temperatura com a mesma taxa de elevação da força com a temperatura até o instante da máxima força desenvolvida;

c-) Nesse sentido, como os elementos P03 e P04 foram ensaiados sobre extremidades engastadas, onde a probabilidade das imperfeições iniciais provenientes das condições de apoio influenciar os resultados é menor do que sobre apoios rotulados, tudo indica que a condição de apoio rotulada tenha influenciado os resultados dos elementos P09 e P10, ao introduzir algum tipo de imperfeição geométrica. Ou seja, é possível que a condição de apoio rotulada tenha afetado o desenvolvimento da força de restrição e, conseqüentemente, a máxima temperatura média de um desses elementos.

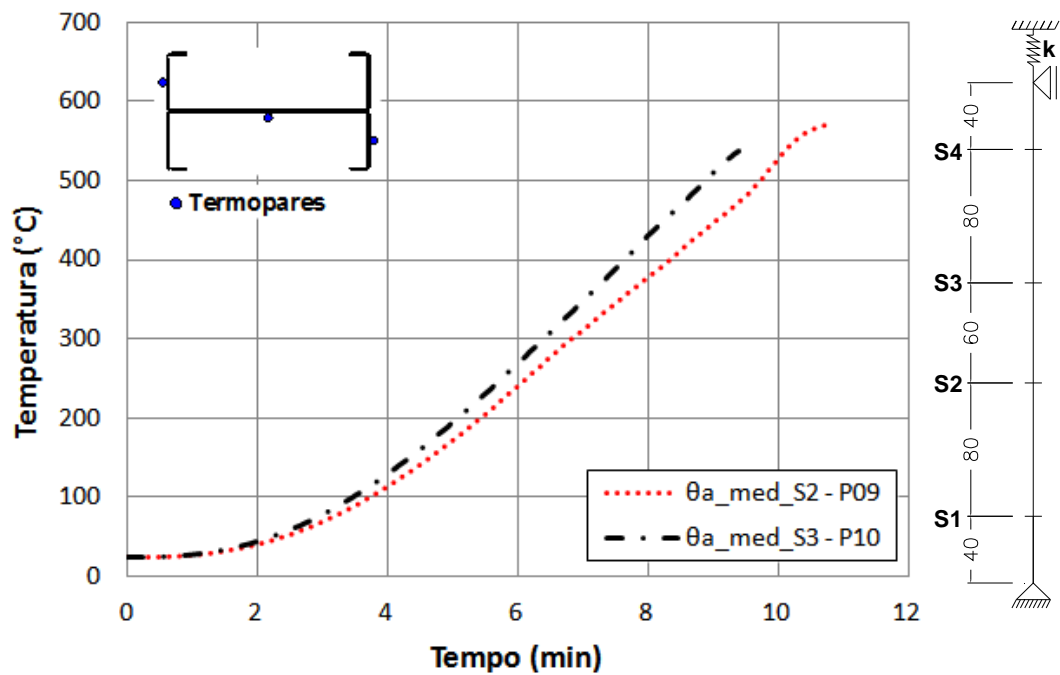


Figura 4.34 – Relação temperatura vs tempo nas seções S2 e S3 dos elementos P09 e P10

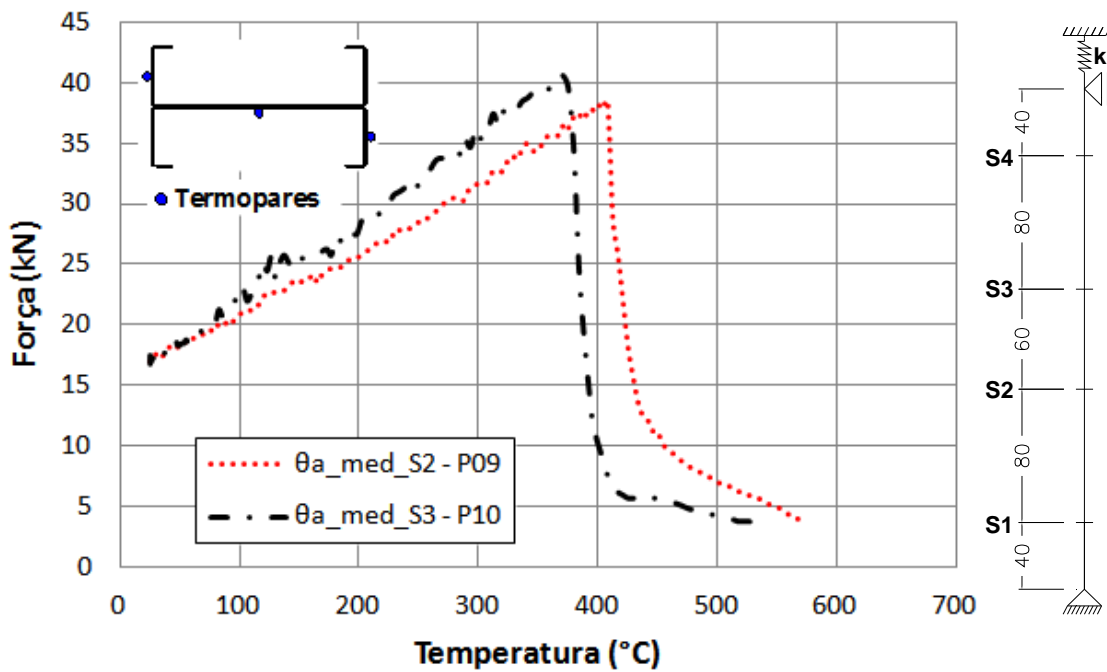


Figura 4.35 – Força em função da temperatura do aço para os elementos P09 e P10

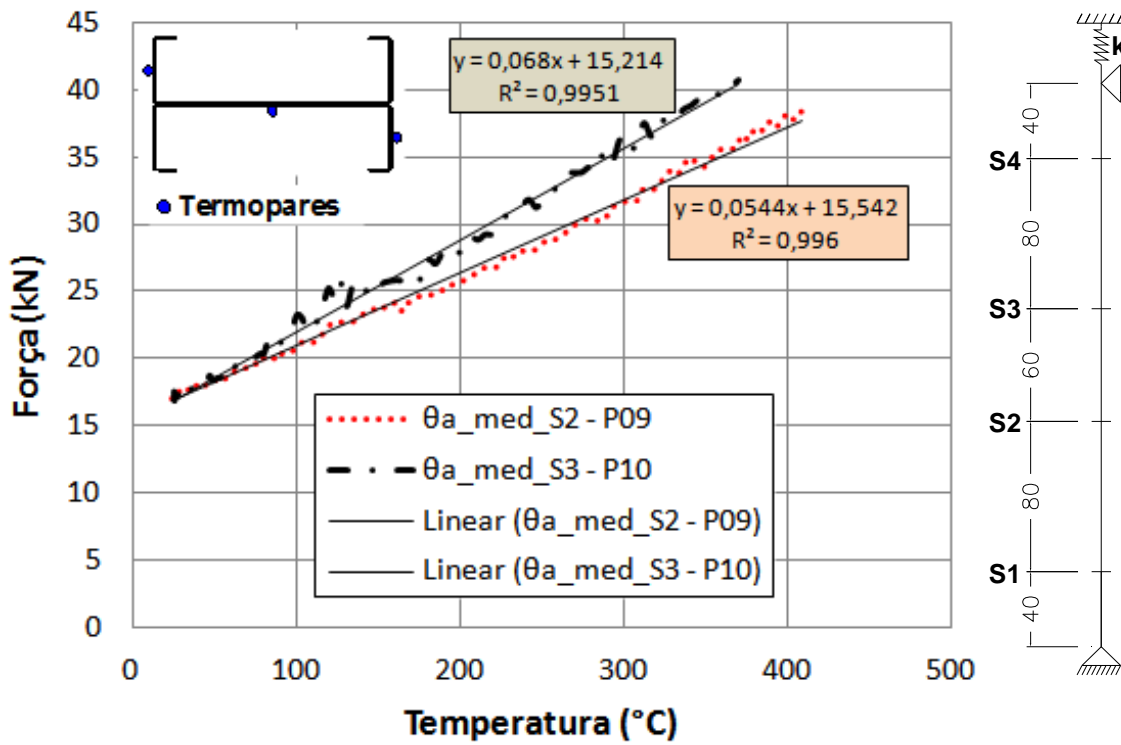


Figura 4.36 – Forças de restrição em função da temperatura do aço para os elementos P09 e P10: trechos ascendentes das curvas da figura 4.35

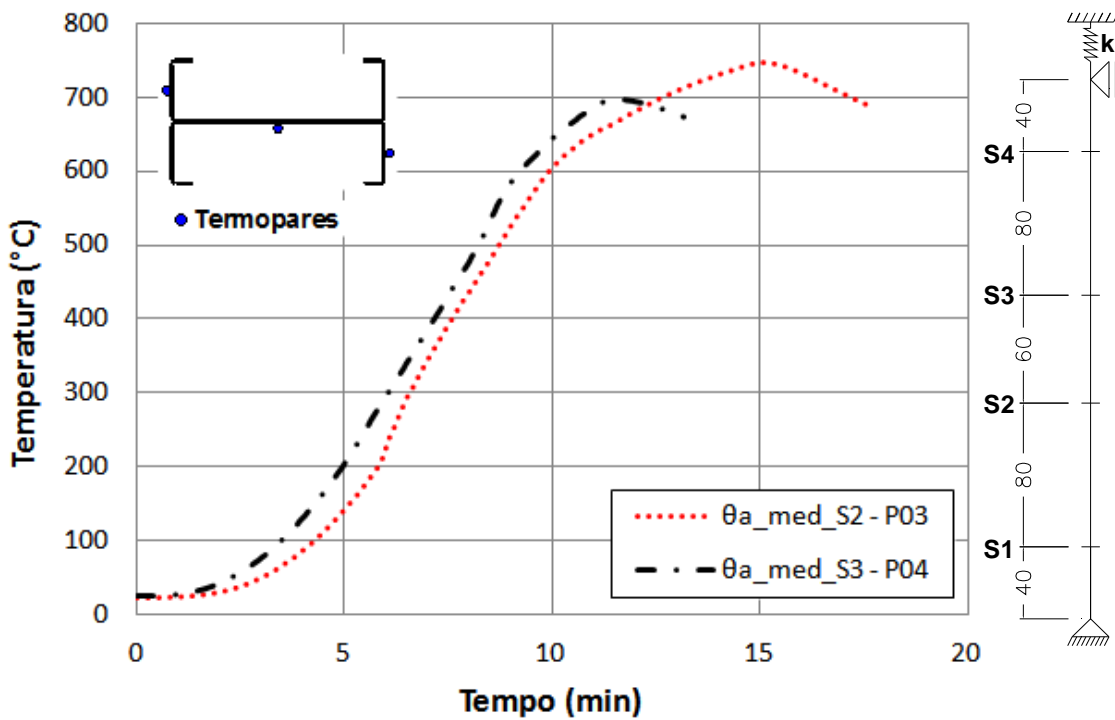


Figura 4.37 – Relação temperatura vs tempo nas seções S2 e S3 dos elementos P03 e P04

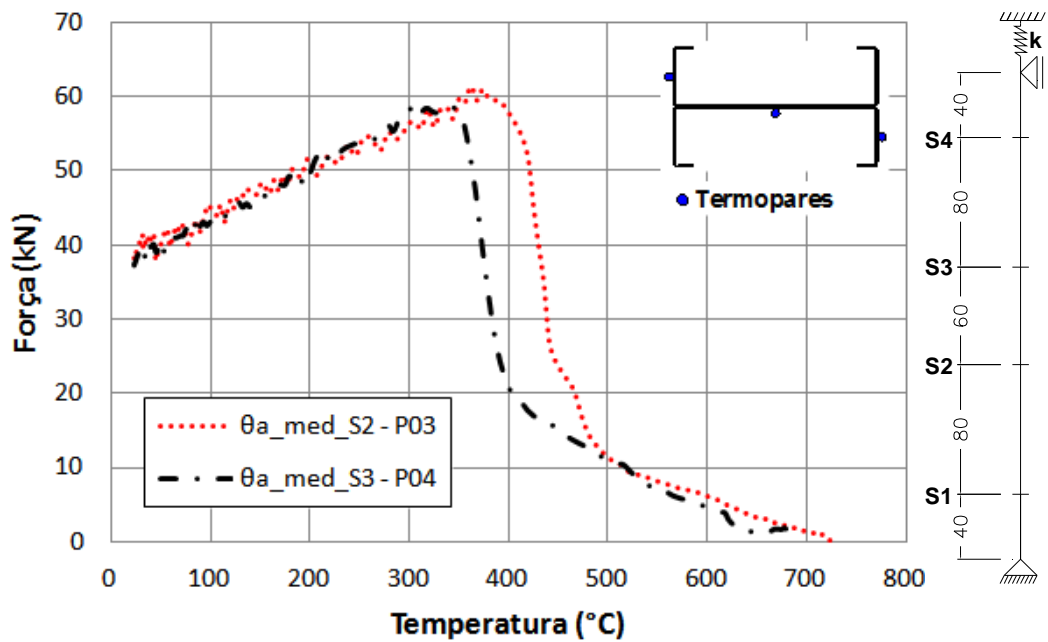


Figura 4.38 – Forças de restrição em função da temperatura do aço para os elementos P03 e P04

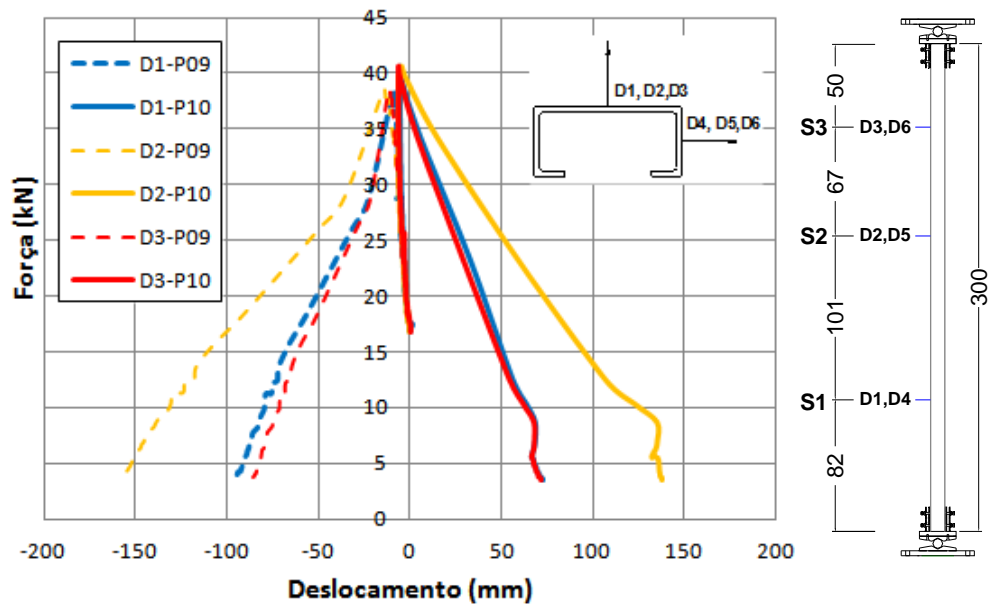


Figura 4.39 – Relação força vs deslocamento lateral (segundo eixo de menor inércia) para os elementos P09 e P10

A Figura 4.39 mostra a relação entre a força e o deslocamento lateral segundo eixo que os elementos P09 e P10 perderam estabilidade (eixo de menor inércia). Conforme a Figura 4.39, o comportamento da relação *força vs deslocamento lateral* foi diferente para esses elementos. Após atingir a força máxima, o deslocamento do eixo desses elementos se deu em sentidos opostos.

Tomando como base a similaridade entre as curvas de elevação de temperatura dos elementos P09 e P10 (Figura 4.34) e os aspectos anteriormente mencionados sobre o comportamento dos elementos P03 e P04 (alíneas b e c da página 116), pode-se dizer que a diferença entre as imperfeições geométricas induzidas pela condição de apoio rotulada dos elementos P09 e P10 foi quem afetou o desenvolvimento da relação *força vs temperatura* (Figura 4.35) e, conseqüentemente, os valores das máximas temperaturas médias alcançadas por esses elementos, conforme argumentações a seguir:

1. Conforme a Figura 4.34, a elevação de temperatura do elemento P10 foi ligeiramente superior a do elemento P09. Nesse sentido, desconsiderando a influência de imperfeições geométricas e sabendo que a elevação de temperatura degrada por igual o módulo de elasticidade do aço e, conseqüentemente, a rigidez axial desses elementos, a curva *força vs temperatura* do elemento P10 deveria, a priori, estar abaixo daquela do elemento P09, como observado no caso dos elementos P11 e P12 (figuras 4.31 e 4.32). Nesse sentido, têm-se a possibilidade de que a diferença de comportamento entre as curvas *força vs temperatura* dos elementos P09 e P10, esteja relacionada com imperfeições geométricas induzidas pelas rótulas durante posicionamento dos elementos no aparelho de apoio.
2. Os elementos P03 e P04, com seção I igual à dos elementos P09 e P10, apresentaram semelhantes relações *temperatura x tempo* e *força x temperatura* e, conseqüentemente, máximas temperaturas médias. Nesse sentido, a hipótese de que a imperfeição geométrica introduzida pela condição de apoio tenha interferido na diferença entre os comportamentos dos elementos P09 e P10 se torna ainda mais plausível.
3. Conforme a Figura 4.39, inicialmente houve o deslocamento do eixo dos elementos P09 e P10 na direção da menor inércia segundo um sentido. Em seguida, houve um brusco deslocamento de seus eixos, porém em sentidos opostos. Isso indica que houve uma influência diferente da vinculação no desenvolvimento da força de restrição para cada um desses elementos. De acordo com a Figura 4.39, para o elemento P10 a imperfeição inicial funcionou como uma contra flecha. Sendo assim, o elemento P10 desenvolveu maiores forças de restrição devido às imperfeições geométricas introduzidas pelas condições de vinculação.

4.5.3.3 Avaliação da Influência da restrição à expansão térmica

Conforme mencionado anteriormente, os elementos foram ensaiados conectados a uma estrutura que restringiu a expansão térmica dos mesmos. Por meio dessa estrutura, avaliou-se a influência da restrição à expansão térmica sobre o comportamento dos elementos a altas temperaturas, sob as condições de apoio de extremidades engastadas e rotuladas. Essa avaliação foi realizada sobre dois pontos de vistas, a saber, (1) do ponto de vista quantitativo, onde se avaliou a influência da restrição ao alongamento térmico sobre a força de compressão resistente dos elementos e (2) do ponto de vista qualitativo, onde se observou as diferenças entre os comportamentos pós-crítico de cada tipo de seção, para as duas condições de vinculação investigadas. Seguem os resultados e discussões sobre a influência da restrição à expansão térmica no comportamento dos elementos a altas temperaturas.

Tabela 4.6 – Relação de forças

Elemento		P_0^* (kN)	P_0^{**} (kN)	P (kN)	P/P_0^{**}
P01	C1-E	10,29	10,2	32,7	3,21
P02	C2-E	10,29	10,0	33,7	3,37
P03	I1-E	39,84	38,3	61,5	1,61
P04	I2-E	39,84	37,3	58,8	1,58
P05	2R1-E	65,01	59,1	75,0	1,27
P06	2R2-E	65,01	60,0	75,8	1,26
P07	C3-R	4,59	8,50*	15,3	1,80
P08	C4-R	4,59	8,50*	14,3	1,68
P09	I3-R	16,62	17,0	38,5	2,26
P10	I4-R	16,62	17,5	40,7	2,33
P11	2R3-R	45,36	42,2	70,8	1,68
P12	2R4-R	45,36	42,3	77,0	1,82

R – Extremidades Rotuladas E – Extremidades Engastadas

P_0^* - 30 % da força última calculada conforme EN1993.1-3:2006 (força prevista)

P_0^{**} - Força inicial aplicada nos ensaios

P – Força de compressão resistente

* Aproximadamente 60% da força última calculada conforme EN1993.1-3:2006

A Tabela 4.6 mostra a relação entre as forças inicialmente aplicadas em cada ensaio e as respectivas forças de compressão resistentes e a Figura 4.40 mostra o desenvolvimento da força em função da temperatura nos elementos com extremidades engastadas para cada tipo de seção transversal ensaiada.

Do ponto de vista quantitativo, é notável a diferença da influência da restrição ao alongamento térmico sobre o comportamento de cada tipo de seção transversal. De acordo com a Tabela 4.6, para a seção transversal tipo C a força de compressão resistente foi 3,21 vezes maior que a força inicial aplicada, enquanto que para as seções I e 2R foi 1,58 e 1,26 vezes, respectivamente.

Conforme resultados supracitados, a seção 2R sofreu menos influência da restrição ao alongamento térmico. Tendo em vista que o calor emitido pelo forno foi idêntico para todos os ensaios (conforme figuras A.54 a A.59 do apêndice A), um dos aspectos que pode ter contribuído para essa diferença de comportamento entre as seções é o fator de massividade de cada seção.

Por definição, o fator de massividade está associado a uma distribuição de temperatura uniforme na seção transversal e nesse caso seu conceito, a priori, não se aplica aos elementos com seção 2R devido à distribuição de temperatura não uniforme registrada para os mesmos no presente trabalho. Todavia, ressalta-se que para esses casos é possível adotar em métodos de cálculo simplificados (por exemplo, o da ABNT NBR 14323(2012) e do Eurocode 3 parte 1.2), de forma conservadora, uma distribuição de temperatura uniforme com valor igual à maior temperatura registrada na seção, para mensurar a elevação de temperatura em elementos estruturais de aço. Nesse sentido, embora seja uma simplificação, o fator de massividade foi calculado para a seção 2R, para fins de comparação com as demais seções investigadas, conforme Tabela 4.7.

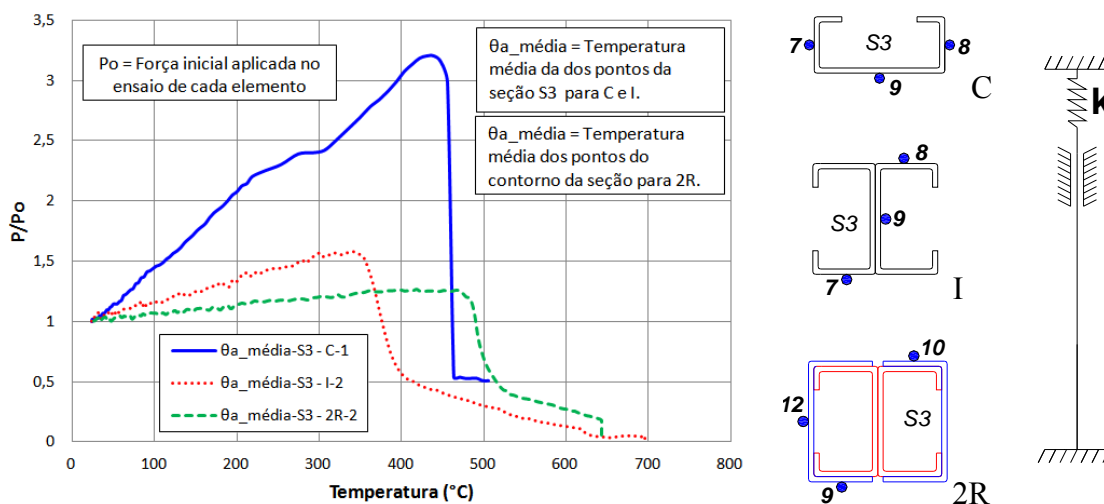


Figura 4.40 – Força em função da temperatura média do aço na seção S3: Ensaios C1-E, I2-E e 2R2-E – elementos com extremidades engastadas

Conforme resultados da Tabela 4.7, os elementos com seção 2R possuem o menor fator de massividade, o que conduziu a uma menor elevação de sua temperatura e dilatação térmica e, conseqüentemente, a menores forças de restrição.

No que se refere à seção 2R, além de possuir o menor fator de massividade entre as seções investigadas, deve-se atentar que essa seção é aquecida por radiação apenas em seu contorno e possui uma massa de ar em seu interior que torna o aquecimento da

alma da seção mais lento em relação aos pontos da superfície da seção. Nesse sentido, há um retardamento da dilatação da seção como um todo.

Por sua vez, as seções I e C são seções abertas e completamente expostas ao calor emitido pelo forno. Tendo em vista que a seção I possui menor fator de massividade que a seção C, a seção I dilata menos que a seção C e assim desenvolve menores forças de restrição.

Tabela 4.7 – Fator de massividade dos elementos

SEÇÃO	A_g (cm ²)	A_{exp} (cm ² /m)	V (cm ³ /m)	F (m ⁻¹)
C	3,84	5200	384	1354,17
I	7,68	7400	768	963,54
2R	14,71	4840	1471	329,03*

A_g – Área da seção transversal, A_{exp} – Área exposta ao calor
V – Volume por unidade de metro
F – Fator de massividade (sem considerar efeito de sombra)
*Calculado de forma simplificada para fins de comparação

Qualitativamente, o comportamento pós-crítico a temperaturas elevadas dos elementos com extremidades engastadas, também mostrou diferenças. De acordo com a Figura 4.40, após perder estabilidade, para os elementos com seção C a força diminuiu rapidamente com a temperatura. Por outro lado, para aqueles com seções I e 2R, a taxa de diminuição da força com a temperatura foi mais suave. A priori, isto sugere que para os elementos com seções I e 2R a temperatura crítica é maior do que a temperatura correspondente ao momento da perda de estabilidade, a qual será daqui por diante, denominada, *temperatura de instabilidade*.

No entanto, quantitativamente, a diferença entre o comportamento pós-crítico a temperaturas elevadas dos elementos investigados não foi tão significativa. Ambas as diferenças numéricas entre a temperatura crítica e temperatura de instabilidade e entre o instante de tempo correspondente à temperatura crítica e à temperatura de instabilidade foram pequenas, conforme se verifica na Figura 4.41.

No presente trabalho convencionou-se como temperatura crítica aquela correspondente ao instante em que a força, após ultrapassar seu valor máximo, retorna ao valor inicialmente aplicado.

Os resultados supracitados indicam que para avaliar o comportamento pós-crítico a altas temperaturas de elementos de aço formados a frio comprimidos considerando a restrição à expansão térmica, é de suma importância observar o aspecto quantitativo dos resultados. Outrossim, para elementos com extremidades engastadas,

os resultados apontam que a temperatura resistente deve ser tomada como a temperatura de instabilidade, tendo em vista que não é razoável considerar resistência pós-crítica a temperaturas elevadas para esses elementos.

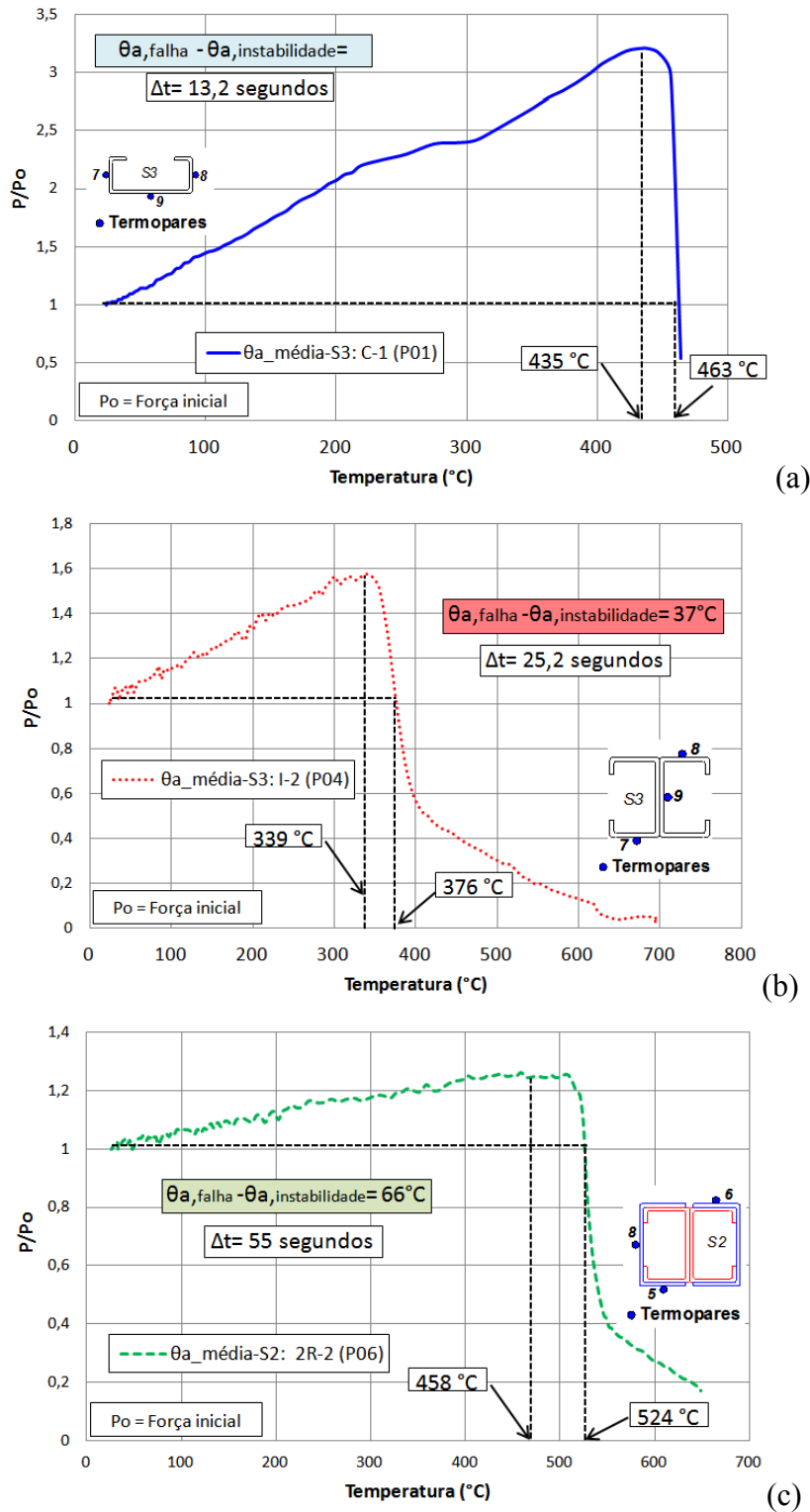


Figura 4.41 – Diferença entre temperaturas de instabilidade e crítica medidas na seção S3: Ensaios C1-E, I2-E e 2R2-E – elementos com extremidades engastadas

Da mesma maneira como realizada para os elementos com extremidades engastadas, a influência da restrição à expansão térmica foi avaliada para os elementos rotulados sobre os pontos de vistas quantitativo e qualitativo. A Figura 4.42 mostra o desenvolvimento da força em função da temperatura média da seção S3 dos elementos com extremidades rotuladas C4-R, I4-R e 2R4-R. Para tais elementos, conforme a Tabela 4.6, as relações entre a força de compressão resistente e a força inicial aplicada foram de 1,68, 2,33 e 1,82, respectivamente.

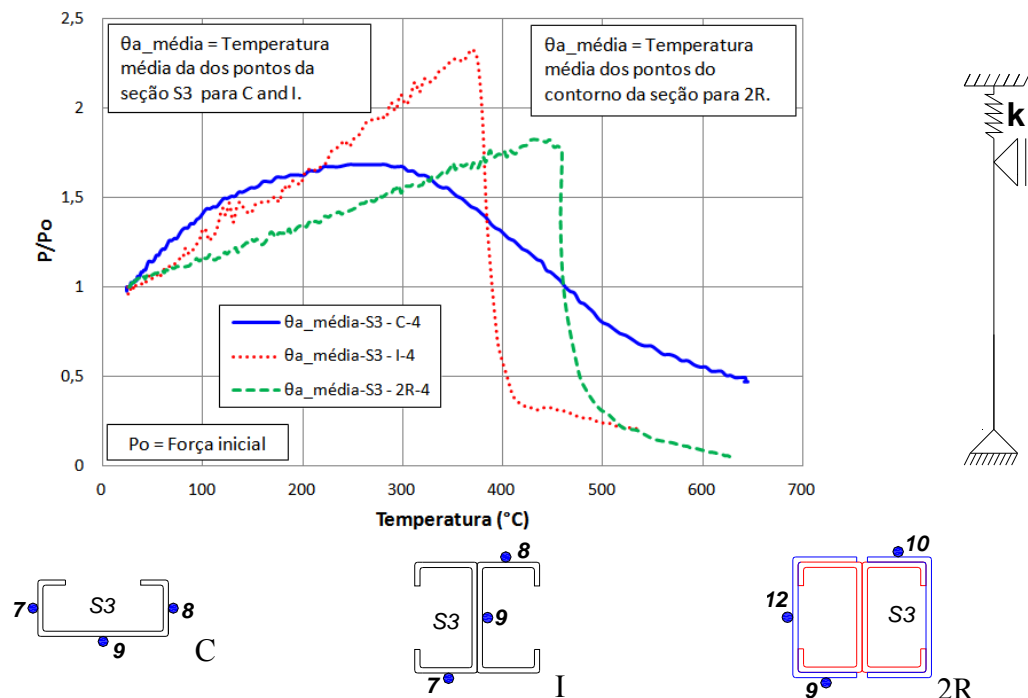


Figura 4.42 – Força em função da temperatura média do aço na seção S3: Ensaios C4-R, I4-R e 2R4-R – elementos com extremidades rotuladas

Diferentemente dos elementos com extremidades engastadas, conforme os valores da relação P/P_0 supracitados, a seção I foi aquela cuja influência da restrição ao alongamento térmico foi maior. Além disso, para os elementos com seções C e 2R, a influência da restrição à expansão térmica sobre a força de compressão resistente dos mesmos foi semelhante.

Em condições ideais, a saber, com semelhantes curvas de aquecimento, similares condições de apoio e mesmo nível de força inicialmente aplicada, é de se esperar que seções com menores fatores de massividade desenvolvam menores forças de restrição. Todavia, de acordo com os resultados supracitados é possível que, no caso dos elementos investigados sobre apoios rotulados, alguma dessas premissas não tenha sido

observada e por isso, os elementos com seção C (com maior fator de massividade) tenham apresentado forças de compressão resistentes menores que as dos elementos com seção I e similares àquelas dos elementos com seção 2R, conforme relações P/P_0 apresentadas na Tabela 4.6.

Nesse sentido, se buscou avaliar, por meio de análises comparativas, a relevância de cada um dos parâmetros supracitados no comportamento dos elementos com seções C, I e 2R investigados sobre apoios rotulados.

No que se refere às condições de aquecimento, de acordo com os resultados das curvas de aquecimento do forno (conforme figuras A.54 a A.59 do apêndice A), os elementos com seções C, I e 2R sobre apoios rotulados foram aquecidos sobre semelhantes condições de exposição ao calor.

No que se refere à influência das condições de vinculação, conforme figura 4.43a, inicialmente os elementos sobre apoios rotulados desenvolveram deslocamentos no mesmo sentido segundo a direção do eixo de menor inércia e com amplitudes semelhantes. Por outro lado, para os elementos com seção C houve uma amplificação dos deslocamentos laterais de forma bem mais acentuada que aquela observada para os elementos com seções I e 2R, conforme figura 4.43b. Nesse sentido, acredita-se que o fato de os elementos com seção C desenvolverem maiores deslocamentos laterais conduziu à menor influência da restrição ao alongamento térmico sobre a força de restrição desenvolvida.

Por fim, é interessante destacar que os elementos com seção C sobre apoios rotulados foram ensaiados com força inicial de cerca de 60% da força de compressão resistente à temperatura ambiente enquanto que para os elementos com seções I e 2R essa proporção foi de 30%, conforme justificativa apresentada no item 4.4.3. Para o nível de força igual a 30%, acredita-se que a máxima força de restrição que se desenvolveria nos elementos com seção C sobre apoios rotulados seriam maiores que as dos elementos I e 2R com o mesmo nível de força. Isso manteria coerência entre os resultados, de forma semelhante ao que foi obtido para os elementos com extremidades engastadas, onde elementos com maiores fatores de massividade desenvolveram maiores forças de restrição ao alongamento térmico. Em todo caso esse aspecto carece de maiores investigações.

O comportamento pós-crítico a temperaturas elevadas dos elementos com extremidades rotuladas também mostrou diferenças do ponto de vista qualitativo. Para

os elementos com seção C as forças diminuíram suavemente com a temperatura após estes perderem estabilidade, conforme resultados da Figura 4.42. Por outro lado, ainda de acordo com a Figura 4.42, para os elementos rotulados com seções I e 2R, a taxa de diminuição da força com a temperatura foi brusca. Isto sugere que, semelhante aos elementos com extremidades engastadas, para os elementos rotulados com seções I e 2R a temperatura resistente é correspondente à temperatura de instabilidade.

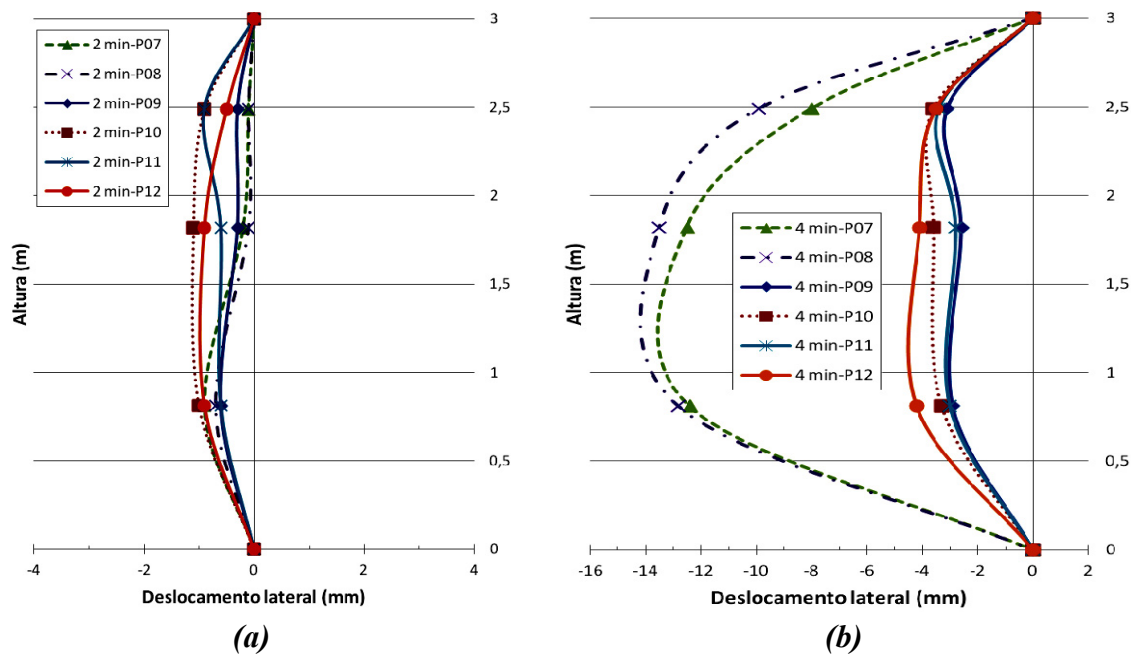


Figura 4.43 – Deslocamento lateral dos elementos sobre apoio rotulado, em: (a) 2 minutos de ensaio e (b) 4 minutos de ensaio

Quantitativamente, a diferença entre o comportamento pós-crítico em temperaturas elevadas dos elementos rotulados investigados com seções I e 2R não foi significativa, conforme figuras 4.44 (b) e (c), o que confirma o aspecto qualitativo mencionado anteriormente. Ambas as diferenças numéricas entre a temperatura crítica e temperatura de instabilidade, e entre o instante de tempo correspondente à temperatura crítica e à temperatura de instabilidade foram mais razoáveis para os elementos rotulados com seção C, conforme se verifica na figura 4.44 (a). Nesse sentido, para elementos rotulados com seção C, existe a possibilidade de se adotar temperatura resistente maior que a temperatura de instabilidade.

Em todo caso, seja em elementos com extremidades rotuladas ou engastadas a consideração ou não da resistência pós-crítica para a determinação da temperatura resistente de elementos de aço formados a frio carece de mais investigações.

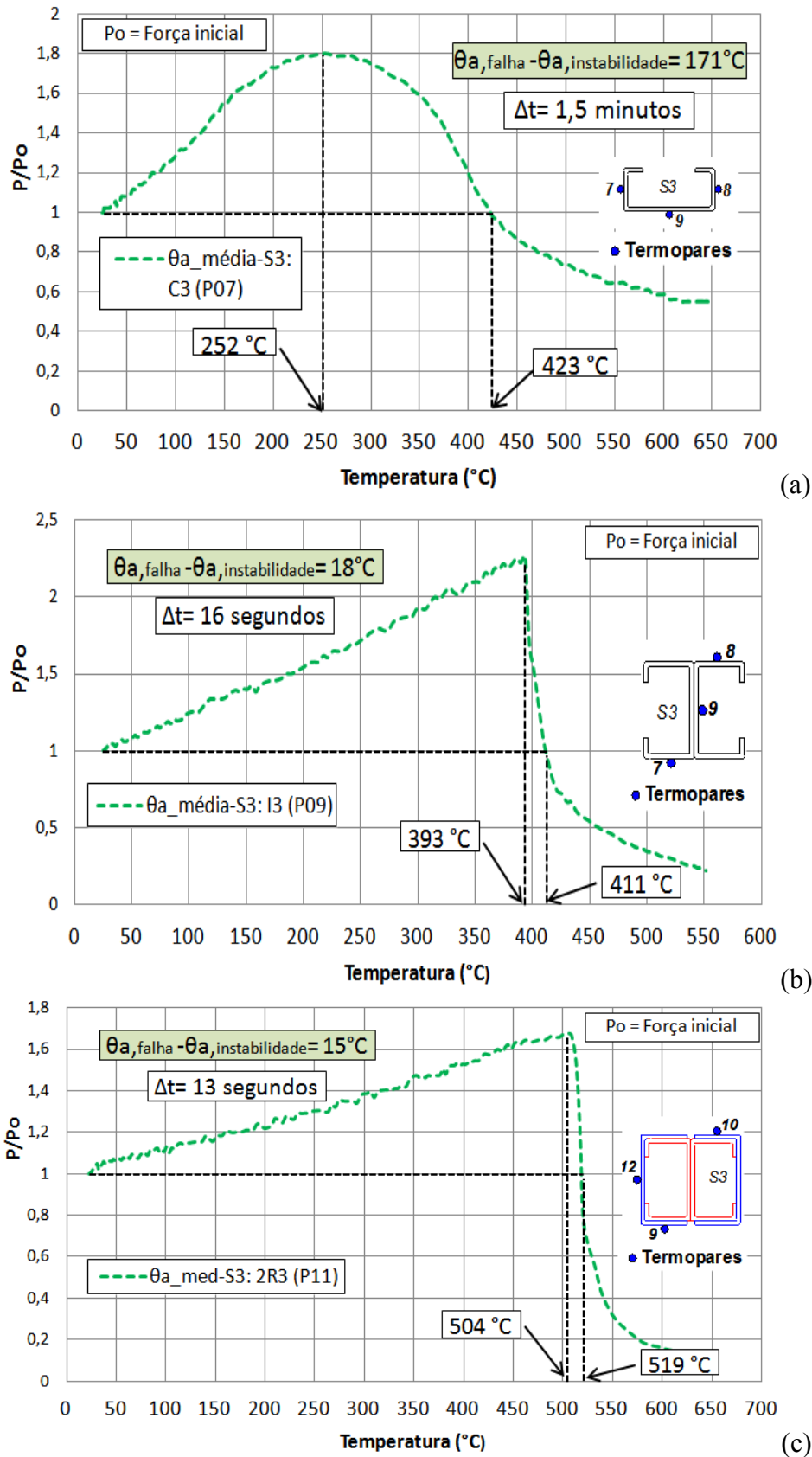


Figura 4.44 – Diferença entre as temperaturas de instabilidade e crítica medida na seção S3: Ensaios C3-R, I3-R e 2R3-R – elementos sobre apoios rotulados

4.5.3.4 Influência da condição de apoio sobre as curvas temperatura vs tempo e força vs temperatura

Os resultados experimentais do presente trabalho também permitiram realizar um estudo sobre a influência das condições de apoio no comportamento em temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio submetidos à compressão, considerando a restrição ao alongamento térmico. Algumas considerações sobre a influência das condições de apoio no comportamento dos elementos já foram realizadas nos itens 4.5.3.2 e 4.5.3.3. No presente item serão discutidos os aspectos relacionados às curvas *temperatura vs tempo* e *força vs temperatura*.

Tendo em vista que os elementos foram submetidos às mesmas condições de exposição ao fluxo de calor, não era de se esperar diferenças relevantes entre as relações *temperatura vs tempo* para duas condições de vinculação investigadas. Por outro lado, para a relação *força vs temperatura* já era esperado observar diferenças entre os resultados para as duas condições de vinculação.

As figuras 4.45 e 4.46 mostram, respectivamente, as relações *temperatura vs tempo* e *força vs temperatura* para elementos com seções I sobre as condições de apoio de engaste e rótula. Conforme Figura 4.45, para os elementos com seção I, a elevação da temperatura com o tempo foi semelhante para as duas condições de vinculação.

No que se referem às relações *força vs temperatura* dos elementos com seção I, para as condições de extremidades rotuladas e engastadas essas curvas apresentaram uma semelhança qualitativa de interesse. Conforme Figura 4.46, para as duas condições de vinculação as taxas de crescimento da força com a temperatura foram praticamente constantes e idênticas até as relações *força vs temperatura* alcançarem a força de compressão resistente a qual está correlacionada à máxima força de restrição.

Sendo assim, a diferença entre as forças de restrição desenvolvidas em elementos sobre as condições de apoio de extremidades rotuladas e engastadas manteve-se praticamente constante durante o aquecimento do elemento até alcançar a força de compressão resistente, conforme os resultados apresentados na Tabela 4.8, os quais apontam que, em média, essa diferença foi de 22 kN.

O resultado supracitado sugere que para a seção I, em que se considere a restrição ao alongamento térmico, seja possível obter a força de compressão resistente em temperaturas elevadas de um elemento com extremidades rotuladas por meio da relação *força vs temperatura* de um elemento com seção I de mesmo comprimento com

extremidades engastadas. Em todo caso, são necessárias mais investigações para avaliar essa hipótese. Por exemplo, seria interessante observar para quais cenários (amplitude e sentido) de imperfeições introduzidas pelas condições de vinculação, esse comportamento ainda se manteria.

Dessa maneira, poderia avaliar a suposta semelhança entre os comportamentos da relação *força vs temperatura* de elementos com seção I sobre as condições de apoio de extremidades rotuladas e engastadas, uma vez que esse comportamento deve estar associado à amplitude e ao sentido da imperfeição geométrica inicial introduzida pelas condições de vinculação rotulada. Provavelmente, quando da realização dos ensaios, os elementos com seção I sobre apoios rotulados foram bem centrados. Nesse sentido, as forças de restrição desenvolvidas pelos elementos com seção I ensaiados sobre as condições de apoio de extremidades rotuladas e engastadas mantiveram uma correlação que esteve associada à semelhança entre as taxas de crescimento da força de restrição com a temperatura.

Em resumo, as forças de compressão resistentes alcançadas por elementos com seção I sobre as condições de apoio de extremidades rotuladas e engastadas estiveram correlacionadas por meio (1) da semelhança entre as taxas de crescimento da força de restrição com a temperatura e (2) da temperatura resistente que foram próximas para as duas condições de vinculação, conforme Figura 4.46.

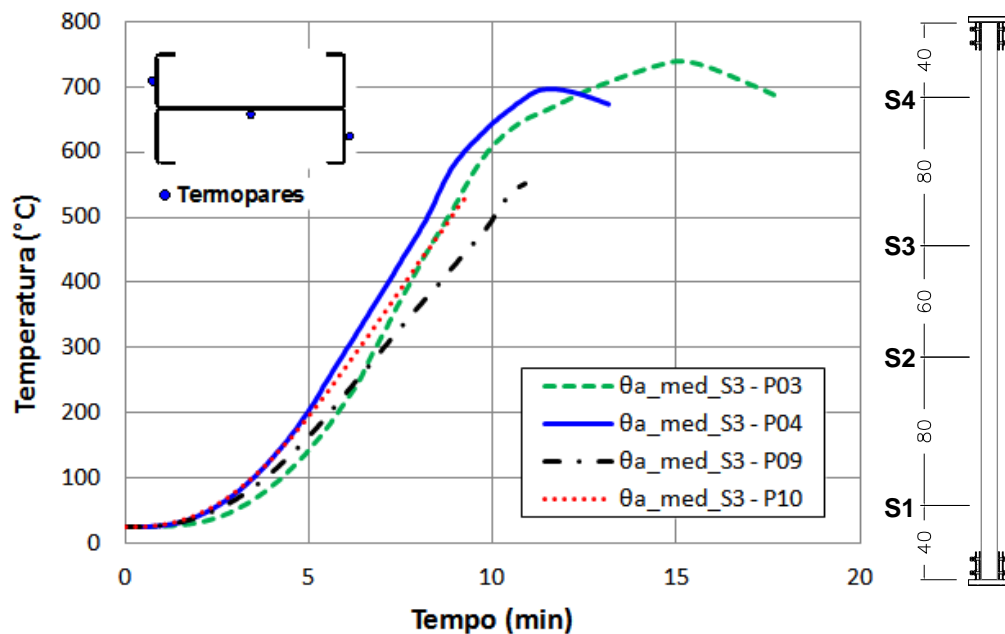


Figura 4.45 – Relação temperatura vs tempo na seção S3 dos elementos (P03 e P04) e (P09 e P10)

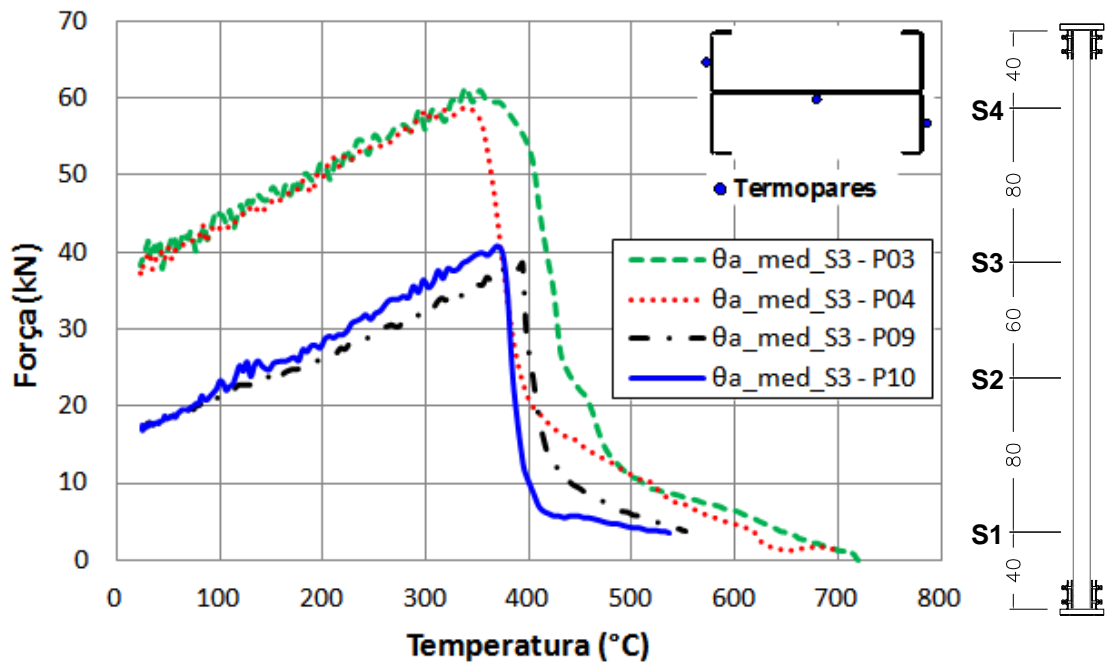


Figura 4.46 – Forças de restrição em função da temperatura do aço para os elementos (P03 e P04) e (P09 e P10)

Tabela 4.8 – Forças para diferentes valores de temperatura

Elementos	Força (kN)				Média	DP
	P ₀ (kN) T _{amb}	100 °C	200 °C	300 °C		
P03	38,3	45	51,5	56		
P04	37,3	43,1	49,6	58,4		
P09	17	21,2	26,3	32,7		
P10	17,5	23,2	27,5	36,3		
(P03+P04)/2	37,8	44,05	50,55	57,2		
(P09+P10)/2	17,25	22,2	26,9	34,5		
(E – R)	20,55	21,85	23,65	22,7	22	1,316

(E – R) = (P03+P04)/2 - (P09+P10)/2
 E – Extremidades engastadas
 R – Extremidades rotuladas

As figuras 4.47 e 4.49 mostram as relações *temperatura vs tempo* para o exterior e interior dos elementos com seções 2R sobre as condições de apoio de extremidades rotuladas e engastadas. De acordo com essas figuras, tanto para os pontos no contorno da seção com para aquele no interior da seção 2R as curvas de elevação da temperatura com o tempo apresentaram discrepâncias.

Conforme Figura 4.47, inicialmente as temperaturas na superfície dos elementos (P05 e P06) e P11 seguem o mesmo comportamento e, no decorrer dos ensaios, começam a divergir. Com relação ao elemento P12, desde o início já se verifica uma divergência entre a sua curva de elevação de temperatura e a dos elementos (P05 e P06), conforme Figura 4.48, que mostra em detalhe a relação *temperatura vs tempo* apenas para os primeiros cinco minutos de aquecimento desses elementos.

A diferença entre a taxa de crescimento dos elementos P11 e P12 já foi comentada anteriormente e esteve atrelada às diferentes taxas de elevação de temperatura com o tempo desses elementos, conforme comentários sobre a Figura 4.31.

Em todo caso, embora a taxa de crescimento das forças de restrição com a temperatura dos elementos com seção 2R sobre as condições de apoio de extremidades rotuladas e engastadas tenha apresentado diferenças, as forças últimas alcançadas para as duas condições de vinculação foram próximas, conforme se observa na Figura 4.50.

Com relação ao elemento P12, sua taxa de elevação da força de restrição com o tempo foi maior que a dos elementos P05 e P06. Nesse sentido mesmo para temperatura crítica menor, alcançou força de compressão resistente semelhante a dos elementos P05 e P06, conforme Figura 4.50.

Com relação ao elemento P11, sua taxa de elevação da temperatura com o tempo até o instante da máxima força de restrição apresentou certa concordância com aquelas dos elementos (P05 e P06). Contudo, ainda existiu uma ligeira inclinação relativa entre esses ramos retilíneos das curvas *força de restrição vs temperatura* dos elementos P11 e (P05 e P06). Mesmo assim, as forças de compressão resistentes desses elementos foram próximas.

De acordo com os resultados supracitados concernentes à influência das condições de apoio de extremidades engastadas e rotuladas sobre o comportamento de elementos com seções I e 2R observa-se que:

Os ensaios dos elementos com seções I e 2R, as quais são duplamente simétricas, conferem maiores chances de se conseguir centrar elementos sobre apoio rotulado com a introdução de menores amplitudes de imperfeições geométricas provenientes das condições de vinculação. Nesse sentido, há uma tendência de que, em condições semelhantes de exposição à elevação da temperatura, os resultados para as condições de apoio de extremidades engastadas e rotuladas apresentem uma diferença entre as forças de compressão resistentes, correspondente ao valor da diferença entre as

forças inicialmente aplicadas nos ensaios. Todavia, reforça-se que são necessárias mais investigações para avaliar a tendência supracitada.

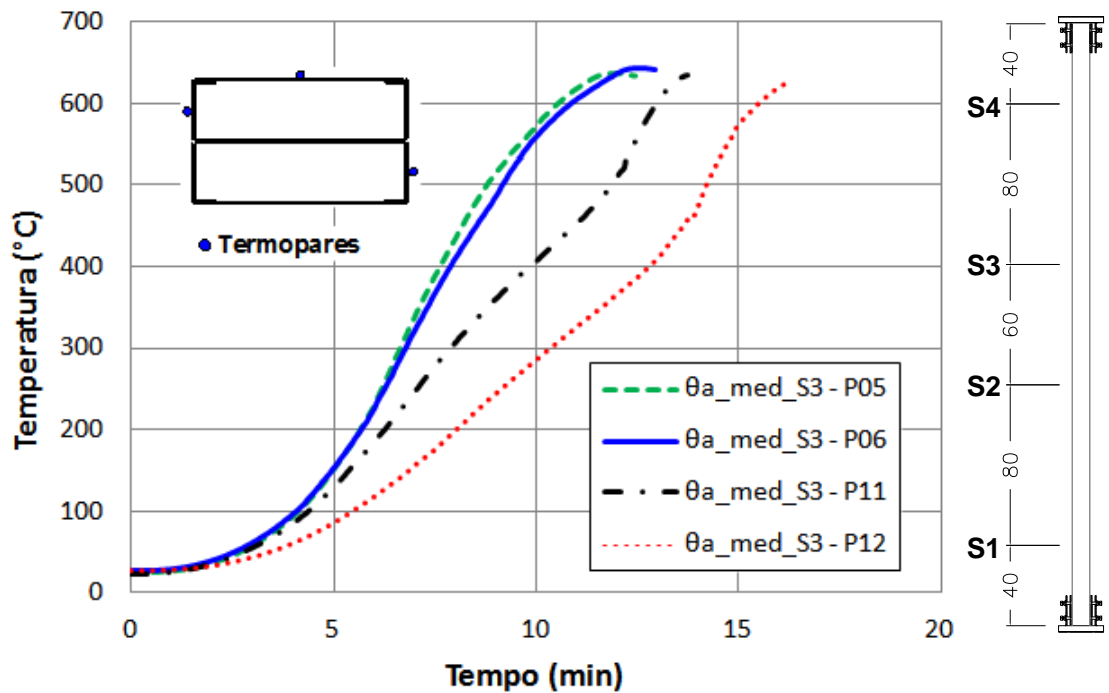


Figura 4.47 – Relação temperatura vs tempo na seção S3 dos elementos (P05 e P06) e (P11 e P12): Termopares do contorno da seção

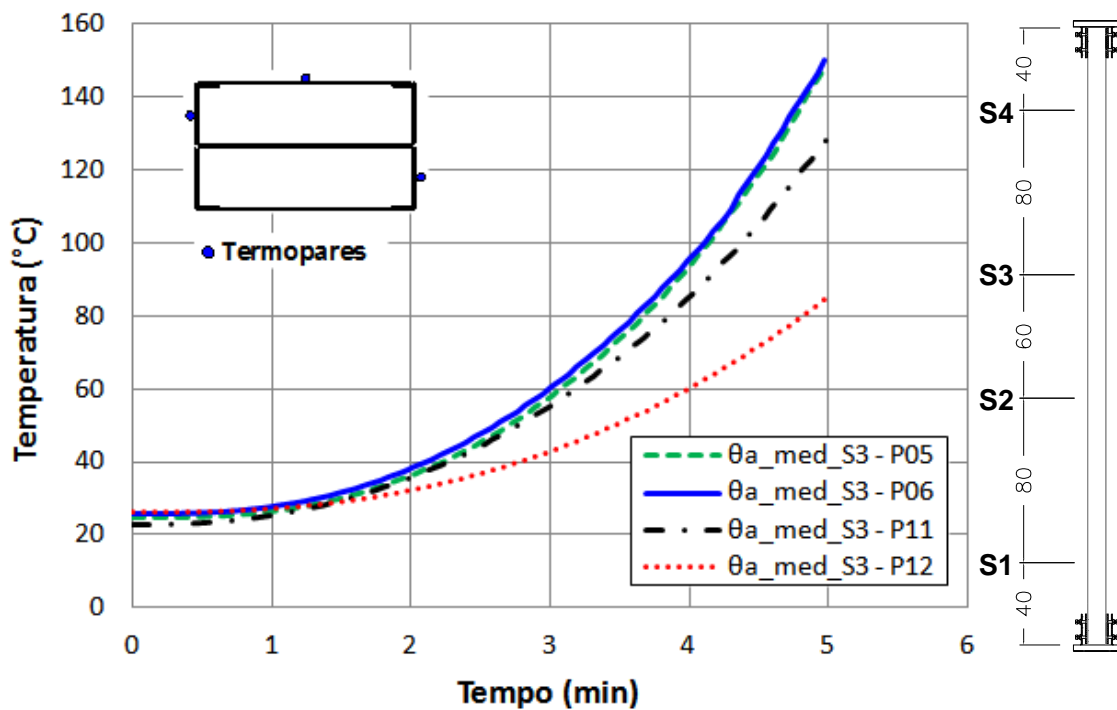


Figura 4.48 – Relação temperatura vs tempo na seção S3 dos elementos (P05 e P06) e (P11 e P12): Termopares do contorno da seção – 5 minutos iniciais do ensaio

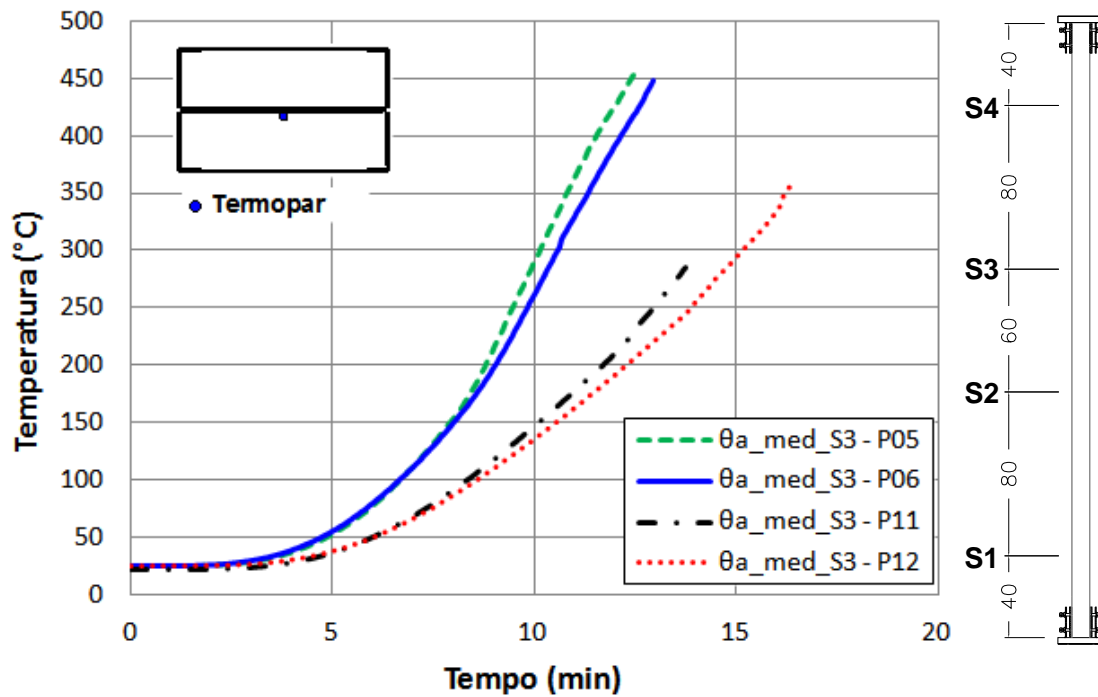


Figura 4.49 – Relação temperatura vs tempo na seção S3 dos elementos (P05 e P06) e (P11 e P12): Termopar do interior da seção

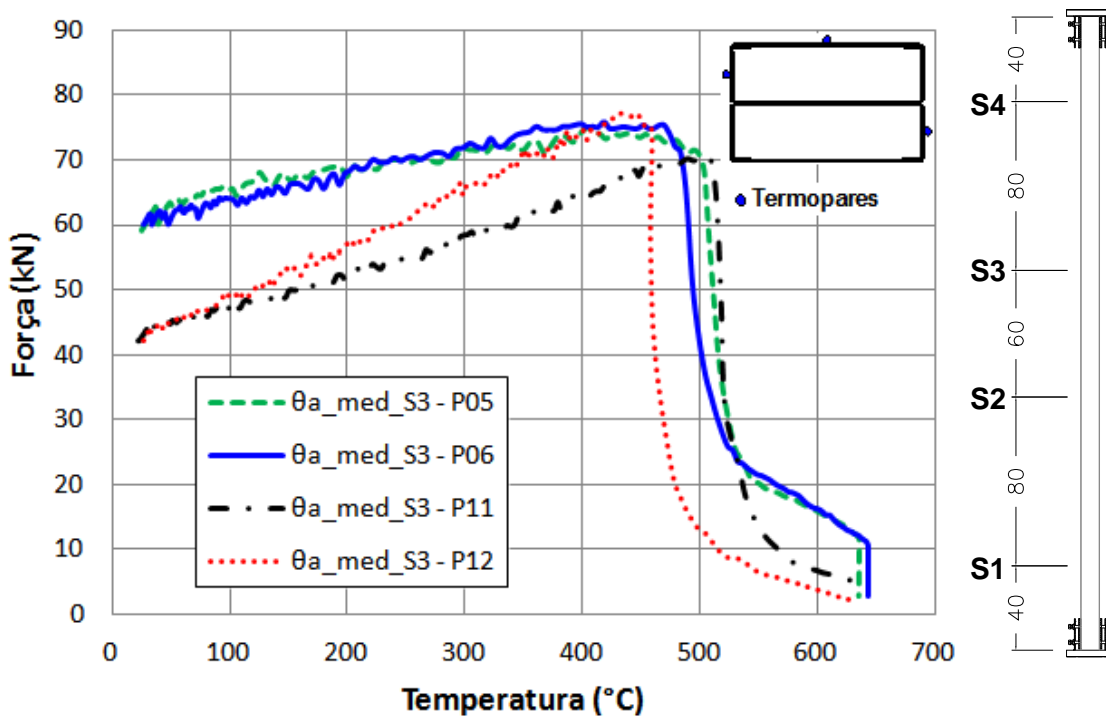


Figura 4.50 – Forças de restrição em função da temperatura do aço para os elementos (P05 e P06) e (P11 e P12)

De maneira geral cada seção transversal recebeu influência diferente da condição de vinculação sobre o comportamento em temperaturas elevadas. Entretanto os elementos com seção C foram os que sofreram maior influência das condições de vinculação. Além de desenvolver diferenças consideráveis entre as forças de compressão resistentes para as duas condições de apoios investigadas, conforme Tabela 4.9, também apresentou grande diferença entre a forma de desenvolver a força com a temperatura, conforme Figura 4.51.

Tudo indica que este aspecto está relacionado com a maior capacidade de desenvolver deslocamentos laterais desse tipo de seção em relação às demais investigadas. A Figura 4.52 mostra a comparação entre o desenvolvimento do deslocamento lateral para os elementos com extremidades engastadas (P01 e P02) e com extremidades rotuladas (P07 e P08). Os deslocamentos laterais foram medidos em três pontos ao longo da altura dos elementos e foram registrados durante toda a fase de aquecimento dos elementos. Conforme Figura 4.52, percebe-se que elementos com seção C com extremidades rotuladas desenvolveram maiores deslocamentos laterais do que seus correspondentes com extremidades engastadas. Nesse sentido a força de restrição se desenvolveu menos para os elementos com seção C com extremidades rotuladas.

Tabela 4.9 – Comparação entre as forças de compressão resistente dos elementos sobre as condições de apoio de extremidades engastadas e rotuladas

Elemento	P (kN)	$P_{m,E}$ ou $P_{m,R}$ (kN)	$P_{m,E} - P_{m,R}$ (kN)
P01 C1-E	32,7	33,2	18,4
P02 C2-E	33,7		
P03 I1-E	15,3	14,8	
P04 I2-E	14,3		
P05 2R1-E	61,5	60,2	20,6
P06 2R2-E	58,8		
P07 C3-R	38,5	39,6	
P08 C4-R	40,7		
P09 I3-R	75,0	75,4	1,5
P10 I4-R	75,8		
P11 2R3-R	70,8	73,9	
P12 2R4-R	77,0		

P – Força de compressão resistente

$P_{m,E}$ – Médias das forças de compressão resistentes para elementos E

$P_{m,R}$ – Médias das forças de compressão resistentes para elementos R

R – Extremidades Rotuladas E – Extremidades Engastadas

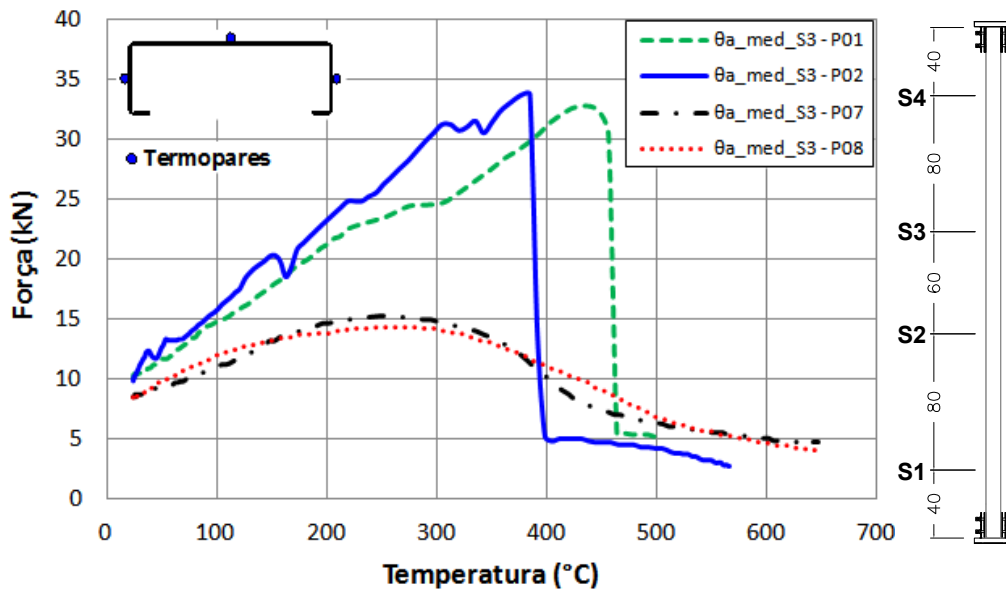


Figura 4.51 – Força em função da temperatura do aço para os elementos (P01 e P02) e (P07 e P08)

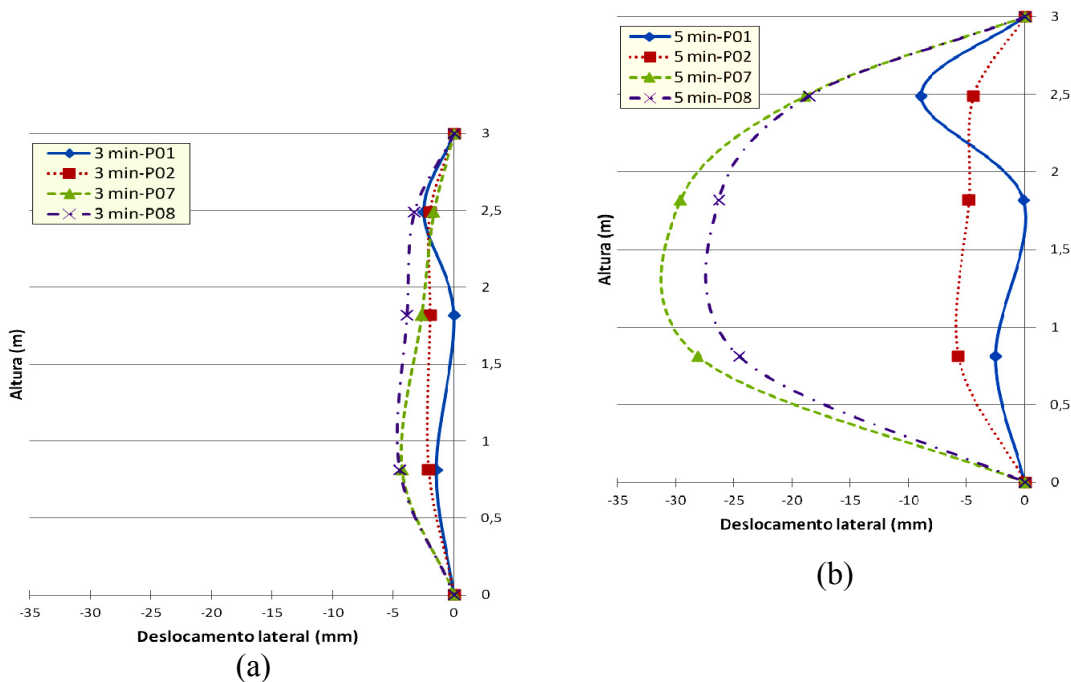


Figura 4.52 – Deslocamento lateral ao longo do comprimento: comparação entre os elementos sobre condições de apoio de extremidades engastadas (P01 e P02) e rotuladas (P07 e P08): (a) para 3 minutos de aquecimento (b) para 5 minutos de aquecimento

As figuras 4.53 e 4.54 mostram o desenvolvimento do deslocamento lateral para os elementos I e 2R. Esses elementos desenvolveram deslocamentos laterais semelhantes ou maiores para os elementos com extremidades engastadas do que para aqueles com extremidades rotuladas. Uma discussão sobre a influência dos

deslocamentos laterais sobre o comportamento desses elementos já foi apresentada no item 4.5.3.2.

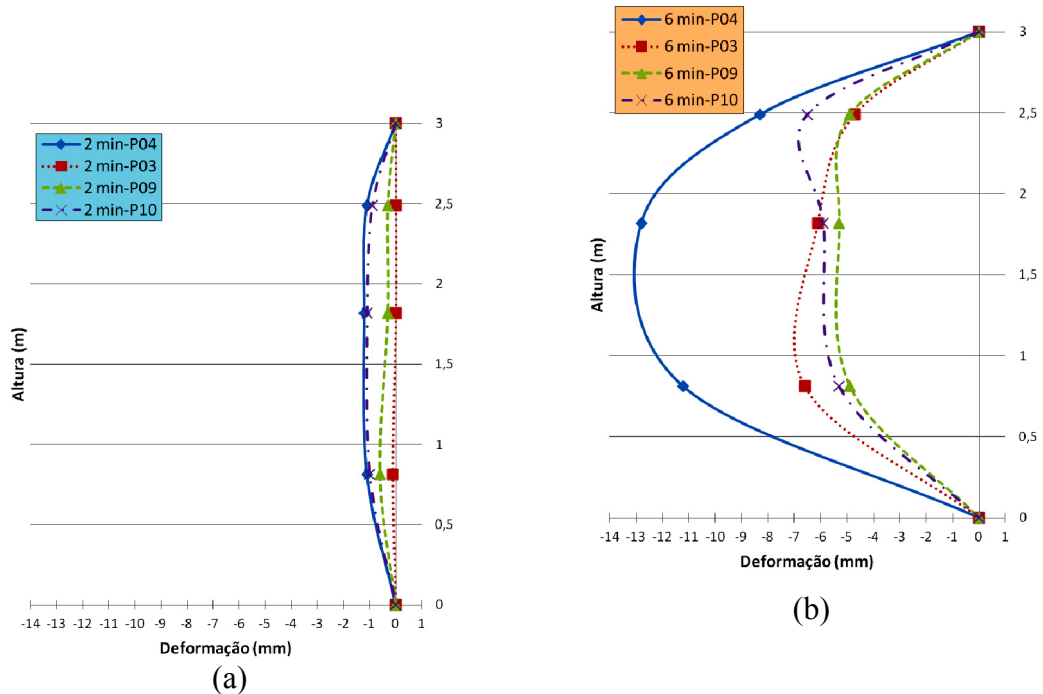


Figura 4.53 – Deslocamento lateral ao longo do comprimento: comparação entre os elementos sobre condições de apoio engastada (P03 e P04) e rotulada (P09 e P10R) (a) para 2 minutos de aquecimento (b) para 6 minutos de aquecimento

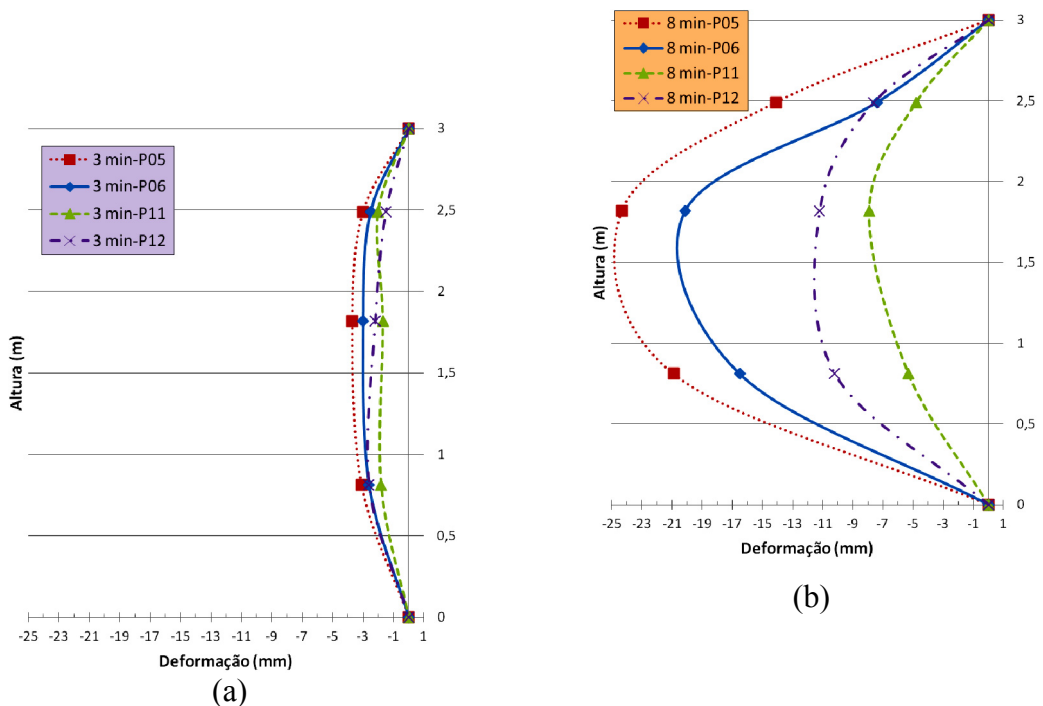


Figura 4.54 – Deslocamento lateral ao longo do comprimento: comparação entre os elementos sobre condições de apoio engastada (P05 e P06) e rotulada (P11 e P12) (a) para 3 minutos de aquecimento (b) para 8 minutos de aquecimento

4.5.3.5 Modo de falha

Com relação aos modos de falha, ressalta-se que a configuração deformada de cada elemento foi observada apenas ao término de cada ensaio. Devido às características do sistema de ensaio e, principalmente, do forno, era impossível registrar/fotografar o modo de falha do elemento no momento da perda de estabilidade.

Uma vez que as configurações deformadas ao término dos ensaios apresentaram um modo de falha em temperatura elevada envolvendo perda de estabilidade local e global de flexão, é difícil asseverar qual foi o modo dominante em cada ensaio apenas com base nessa informação.

No entanto de acordo com os comprimentos efetivos dos elementos tudo indica que o modo dominante foi o global e o mecanismo plástico (esmagamento local) formado a meio vão foi consequência da flexão do elemento comprimido.

Tomando como base os resultados obtidos por meio do método simplificado de cálculo da ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão), as forças de compressão resistentes dos elementos também foram definidas pelo modo de falha global, conforme se verifica na tabela 6.5 do capítulo 6.

Outrossim, de acordo com a relação *força vs deslocamento lateral* de cada elemento, em geral os mesmos apresentaram deslocamentos laterais desde a fase inicial de aquecimento e conseqüentemente de desenvolvimento das forças de restrição, conforme o exemplo do elemento P03 apresentado nas figuras 4.55b e 4.55c. Nesse sentido a hipótese anteriormente citada sobre a dominância do modo global sobre o local se faz pertinente no caso dos elementos investigados no presente trabalho.

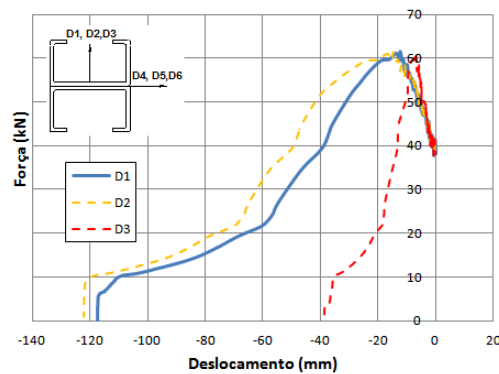
No que se refere à identificação do momento da falha dos elementos, esse foi caracterizado no presente trabalho pelo instante em que a intensidade da força de compressão atuante nos mesmos passou a decrescer.

A Figura 4.55a mostra um elemento com seção I após o ensaio, onde pode ser observado em sua configuração deformada ao final do ensaio, o efeito global de flexão e efeitos localizados, geralmente encontrados nos outros ensaios, conforme apêndice D. No que se referem ao comportamento das seções compostas, as configurações deformadas apresentadas no apêndice D (Figuras D.3 a D.6, D.9 e D.12) atestam que a distância de parafusagem utilizada no presente trabalho foi suficiente para garantir o trabalho conjunto dos perfis utilizados para compor essas seções uma vez que não houve descolamento dos perfis entre as seções de parafusagem.

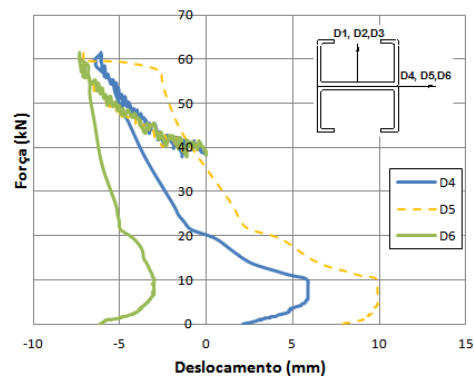
Outrossim, de acordo com os deslocamentos laterais segundo o eixo de menor inércia apresentados no apêndice D (semelhante ao que está apresentado na Figura 4.55b), percebe-se que, para todos os elementos, os deslocamentos laterais se desenvolvem desde o início do ensaio, atestando a existência de imperfeição geométrica inicial ou excentricidade de força.



(a)



(b)



(c)

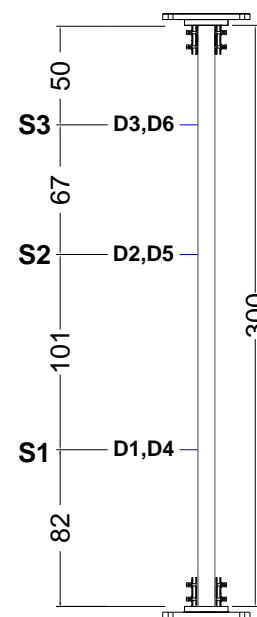


Figura 4.55 – Elemento P03: (a) deformada após ensaio (b) deslocamento lateral na direção da menor inércia (c) deslocamento lateral na direção da maior inércia

Na Figura 4.56 são apresentadas as configurações deformadas observadas ao término dos ensaios dos elementos ensaiados sobre a condição de apoio de extremidades engastadas. A Figura 4.57 mostra as configurações deformadas de todos os elementos após os ensaios. Nessas figuras é possível perceber o efeito localizado (mecanismo plástico) a meio vão identificado em todos os ensaios.

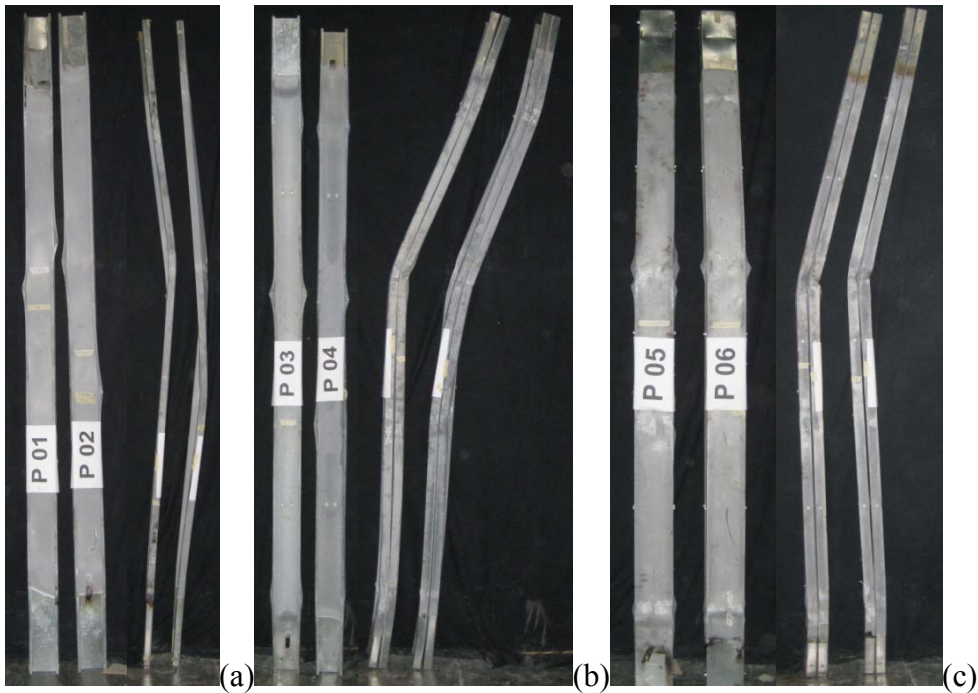


Figura 4.56 – Configuração deformada ao término dos ensaios: (a) C (b) I e (c) 2R

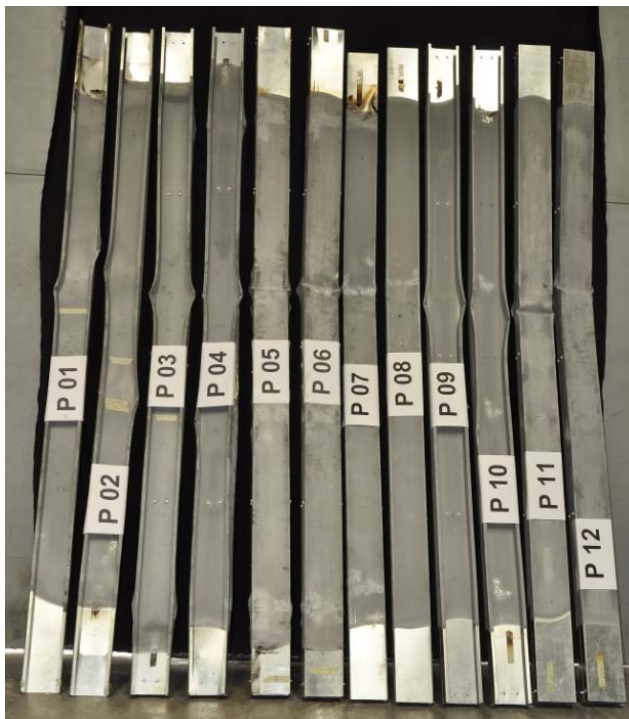


Figura 4.57 – Configuração deformada ao término dos ensaios: elementos ensaiados

4.5.4 Considerações finais

As investigações experimentais sobre o comportamento a temperaturas elevadas de elementos comprimidos foram realizadas majoritariamente para avaliar o comportamento de barras curtas. Poucas investigações foram realizadas para avaliar o comportamento a temperaturas elevadas de barras longas e dentre esse pequeno número de investigações realizadas em barras longas, o número de investigações que considerou a restrição ao alongamento térmico foi bem restrito.

Um dos aspectos que dificulta o desenvolvimento de investigações experimentais em elementos comprimidos considerando a influência da restrição ao alongamento térmico é o sistema de ensaio exigido para realizar esse tipo de investigação. Em todo caso, é fato que em situação de incêndio a influência da estrutura circundante a um pilar exerce papel importante e necessita ser investigada, mesmo que de forma simplificada.

No presente capítulo estão apresentados os resultados dos ensaios realizados em elementos de aço formados a frio submetidos à compressão onde se considerou a restrição ao alongamento térmico por meio de uma estrutura de restrição. Os resultados apontam que para elementos de aço formados a frio é mais razoável considerar como temperatura resistente, a temperatura correspondente ao momento da perda de estabilidade dos mesmos.

***MODELOS NUMÉRICOS DE
ELEMENTOS DE AÇO FORMADOS A
FRIO: ANÁLISES COMPARATIVAS***

CAPÍTULO

5

A abordagem numérica do comportamento dos elementos formados a frio comprimidos foi realizada por meio de modelos discretizados em elementos finitos disponibilizados pela biblioteca do código ANSYS v12.1. O aplicativo foi utilizado para simular campos térmicos, força de compressão resistente, encurtamento axial e modos de falha dos elementos formados a frio. Nos modelos numéricos construídos, foram levadas em conta as dimensões da seção transversal (cantos arredondados), as propriedades do material, bem como a imperfeição geométrica de interesse.

Em conformidade com o programa experimental realizado, a análise numérica se deu em duas etapas, a saber, análises numéricas de elementos formados a frio comprimidos em: (i) temperatura ambiente e (ii) temperaturas elevadas.

Para as análises numéricas à temperatura ambiente foi utilizada a mesma estratégia de modelagem empregada em CHODRAUI (2006) e explorada em ALMEIDA (2007) ao realizar análises de sensibilidade às imperfeições geométricas iniciais. A diferença entre os modelos numéricos desenvolvidos em ALMEIDA (2007) e aqueles desenvolvidos no presente trabalho foi o tipo de elemento finito utilizado em cada trabalho. Em ALMEIDA (2007) os modelos foram construídos com elementos finitos do tipo casca enquanto que no presente trabalho os modelos foram construídos com elementos finitos do tipo sólido.

A modelagem numérica das análises em temperaturas elevadas seguiu a metodologia análoga àquela utilizada em REGOBELLO (2007) a qual vem sendo aperfeiçoada e utilizada em pesquisas subsequentes desenvolvidas na EESC/USP, sendo que DORR (2010) merece destaque por manter relação próxima com o presente trabalho no que se refere à modelagem de elementos comprimidos com restrição axial.

A seguir serão apresentados os aspectos relativos à estratégia de modelagem numérica aqui adotada e, conseqüentemente, desenvolvida.

5.1 ELEMENTOS FINITOS UTILIZADOS

Os elementos finitos utilizados na construção dos modelos foram escolhidos de modo a buscar a melhor forma de contemplar o comportamento do elemento estrutural de interesse.

Conforme mencionado anteriormente, as análises numéricas se deram em duas etapas: (i) temperatura ambiente e (ii) temperaturas elevadas. A etapa (ii) por sua vez, compreende as análises térmicas e termoestruturais, para determinação do campo térmico e acoplamento do campo térmico ao modelo estrutural, respectivamente.

Os modelos para as análises numéricas em temperatura ambiente e análises termoestruturais foram construídos com o elemento finito SOLID45. Para as análises térmicas foi utilizado o elemento finito SOLID70. A geração das superfícies de convecção e radiação nas faces expostas ao fogo foi realizada com o elemento SURF 152.

A construção dos modelos com elementos do tipo sólido se fez necessária tendo em vista implicações que se encontrou na modelagem dos elementos com seção I e 2R com elementos do tipo casca. Segue um breve comentário sobre os elementos finitos utilizados.

5.1.1 Elemento SOLID45

O elemento SOLID45, esquematizado na Figura 5.1, foi utilizado para realizar as análises em temperatura ambiente bem como nas análises termoestruturais nas quais se avaliou o comportamento das barras comprimidas em situação de incêndio. O elemento SOLID45 possui oito nós com três graus de liberdade por nó, referente às três translações (UX, UY e UZ).

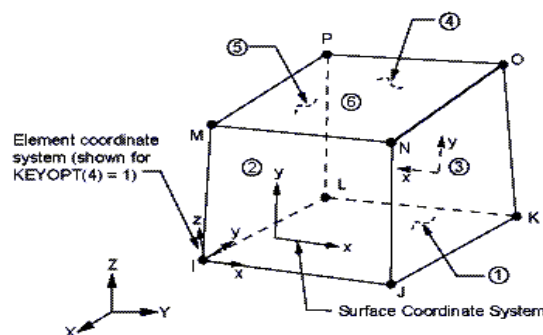


Figura 5.1 – Elemento finito SOLID45. Fonte: ANSYS v12.1

5.1.2 Elemento SOLID70

O elemento SOLID70, esquematizado na Figura 5.2, foi utilizado para realizar as análises térmicas nas quais se obteve os campos térmicos implementados nas análises termoestruturais. De acordo com as especificações do ANSYS, o elemento é adequado para análises transientes, portanto adequada para as análises numéricas do presente trabalho. O elemento SOLID70 possui oito nós com um grau de liberdade por nó, referente à temperatura em cada nó.

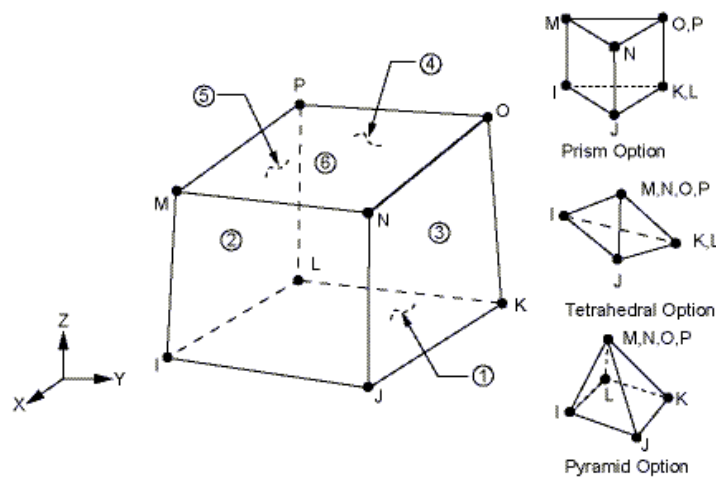


Figura 5.2 – Elemento finito SOLID70. Fonte: ANSYS v12.1

5.1.3 Elemento SURF152

O elemento finito SURF152 foi utilizado para fins de aplicação da ação térmica. Este elemento pode ser utilizado para aplicar vários tipos de carregamentos e efeitos de superfície em análises térmicas tridimensionais. O elemento pode ser definido pela disposição de quatro a nove nós conforme Figura 5.3, onde o nó extra (Q ou M) é disponibilizado para a consideração dos efeitos de radiação e convecção, os quais são de interesse para considerar as ações térmicas no presente trabalho. O elemento SURF152 possui um grau de liberdade por nó (TEMP), referente à temperatura. As propriedades do material a serem atribuídas ao elemento incluem *fator de emissividade*, *constante de Stefan-Boltzmann* e *filme de convecção*.

Uma breve discussão sobre o uso do elemento SURF152 na modelagem numérica da ação térmica em modelos tridimensionais encontra-se em DORR (2010).

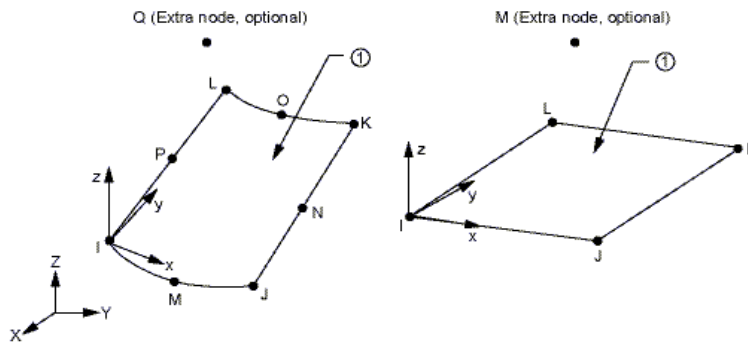


Figura 5.3 – Elemento finito SURF152. Fonte: ANSYS v12.1

5.1.4 Elemento LINK10

Esse elemento finito foi utilizado para simular a restrição ao alongamento térmico axial conforme estratégia de modelagem apresentada em detalhes em DORR (2010) onde se simulou uma mola por meio de um elemento de barra utilizando as propriedades elásticas do aço dos elementos estruturais investigados.

O LINK10 trata-se de um elemento de barra tridimensional com três graus de liberdade por nó, correspondentes às translações (UX, UY e UZ). Esse elemento pode atuar apenas de uma maneira, a saber, à tração ou à compressão. De acordo com a estratégia apresentada em DORR (2010), o elemento finito foi utilizado atuando comprimido, em conformidade com a fase de extensão térmica dos elementos estruturais e compressão da restrição ao alongamento térmico.

Em DORR (2010), foram realizados vários estudos para definir as propriedades geométricas do elemento LINK10 a serem utilizados na modelagem da restrição ao alongamento térmico. De acordo com os resultados dessa referência tem-se que: (i) ficou definido que a utilização de um único elemento finito é suficiente para discretizar o elemento LINK10; (ii) o comprimento de 0,1 m adotado para o elemento LINK10 foi adequado para representar o comportamento da restrição ao alongamento térmico.

O valor da rigidez da restrição ao alongamento térmico foi definido em função da rigidez dos elementos, conforme equação 5.1, em que R é a constante elástica da mola de restrição (Elemento LINK10), k_r é o coeficiente de proporção, E é o módulo de elasticidade do aço dos elementos, A é a área da seção transversal e L o comprimento dos elementos.

$$R = k_r \frac{EA}{L} \quad (5.1)$$

Conforme ressaltado em DORR (2010), para que a restrição tenha a constante elástica desejada, a área da seção transversal e o comprimento do LINK10 deveriam ser, a priori, adotados iguais aos dos elementos. Entretanto, como o comprimento do LINK10 foi adotado igual a 0,1m, deve-se realizar uma correção na equação 5.1, para levar em consideração a relação entre os comprimentos L do elemento e L_s da restrição ao alongamento térmico, conforme equação 5.2.

$$R = k_r \frac{EA}{(L/L_s)} \quad (5.2)$$

A Figura 5.4 mostra o esquema utilizado para modelar a restrição ao alongamento térmico.

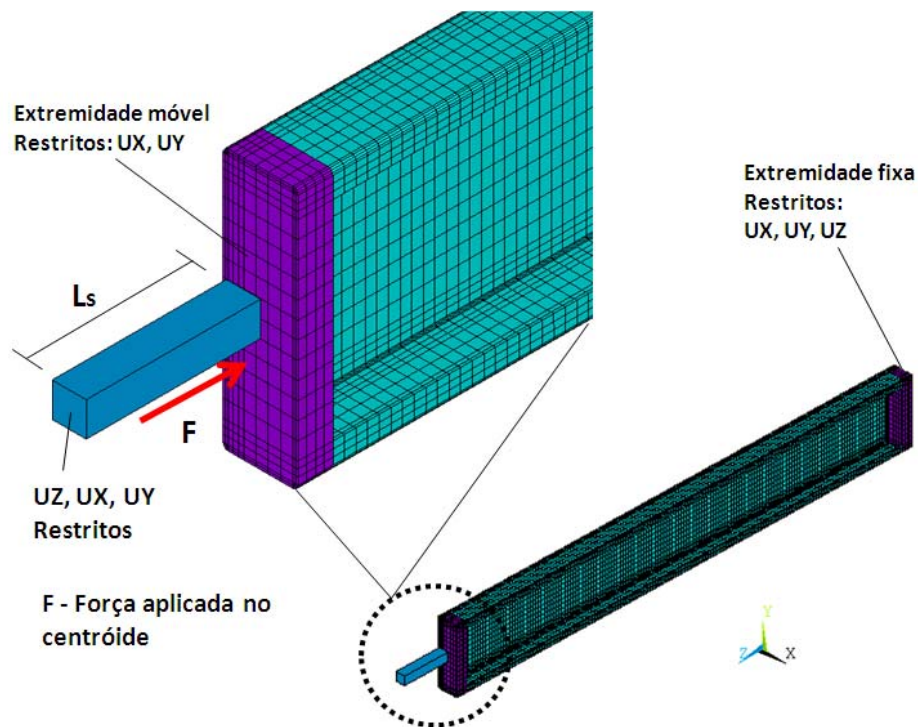


Figura 5.4 – Esquema geral da restrição axial ao alongamento térmico

5.2 IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS

Imperfeições geométricas iniciais obtidas por meio de análises de autovalor foram utilizadas nas simulações numéricas. Essa estratégia empregada no presente

trabalho é análoga àquela descrita em HANCOCK (2004) e em CHODRAUI (2006), e explorada em ALMEIDA (2007), onde se pode encontrar maiores detalhes sobre o uso da mesma em simulações numéricas com pacotes computacionais em elementos finitos.

Em ALMEIDA (2007), foi investigada a influência das imperfeições geométricas iniciais sobre a força de compressão resistente de perfis de aço formados a frio comprimidos, em temperatura ambiente. Foram adotadas imperfeições dos tipos local, global e distorcional, provenientes de análises de autovalor, conforme Figura 5.5. Cada imperfeição foi avaliada isoladamente e de forma acoplada. Por meio de análises de sensibilidade da força de compressão resistente às imperfeições geométricas foi possível avaliar as vantagens e desvantagens de cada forma de considerar as imperfeições geométricas.

De acordo com os resultados encontrados em ALMEIDA (2007), os modelos numéricos que consideraram apenas a imperfeição global com amplitude máxima de $L/500$ foram os que apresentaram melhores correlações com os resultados de força de compressão resistente encontrados experimentalmente em CHODRAUI (2006). Nesse sentido, no presente trabalho foi inserida apenas a imperfeição do tipo global com valores de amplitude de $L/500$.

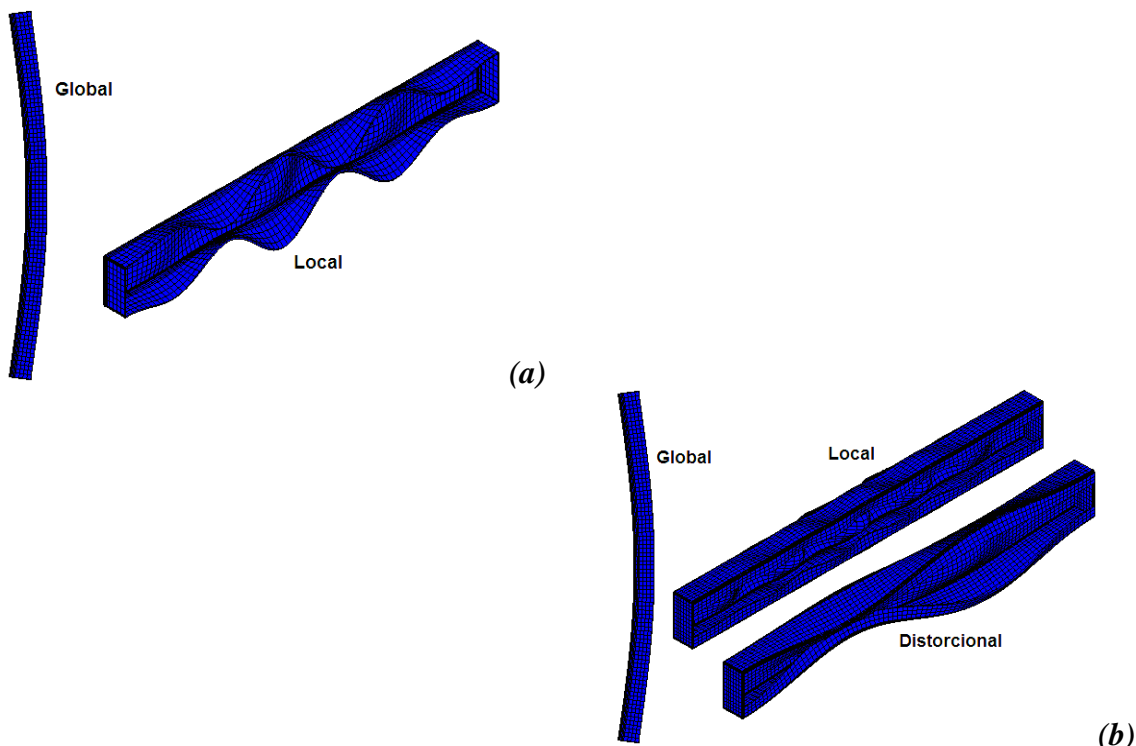


Figura 5.5 – Tipos de imperfeições consideradas nos modelos numéricos:
(a) Perfil U simples e (b) Perfil U enrijecido. Fonte: ALMEIDA (2007)

5.3 ESTRATÉGIAS NUMÉRICAS ADOTADAS PARA FINS DE ANÁLISE À TEMPERATURA AMBIENTE

O comportamento mecânico dos perfis de aço formados a frio foi investigado à temperatura ambiente para fins de comparação com o comportamento mecânico desses em temperaturas elevadas. Outrossim, os resultados de força de compressão resistente obtidos numericamente para temperatura ambiente serviram para comparar com aqueles obtidos por meio do procedimento de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 (2006), os quais foram utilizados para calcular a força a ser aplicada nos elementos investigados experimentalmente e, naturalmente, nos modelos numéricos construídos para o estudo dos mesmos em temperaturas elevadas.

5.3.1 Relação constitutiva adotada

As análises numéricas foram realizadas utilizando o modelo constitutivo do Eurocode 3 parte 1.2 (2005), apresentado na Figura 5.6, com as propriedades do material à temperatura de 20 °C. Com relação à Figura 5.6, para uma dada temperatura θ do aço, tem-se que $f_{y,\theta}$ é a resistência ao escoamento, $f_{p,\theta}$ é o limite de proporcionalidade, $E_{a,\theta}$ é o módulo de elasticidade na fase elástica, $\varepsilon_{p,\theta}$ é a deformação corresponde ao limite de proporcionalidade, $\varepsilon_{y,\theta}$ é a deformação corresponde ao escoamento, $\varepsilon_{t,\theta}$ é o limite de deformação para a resistência ao escoamento e $\varepsilon_{u,\theta}$ é a deformação correspondente à ruptura.

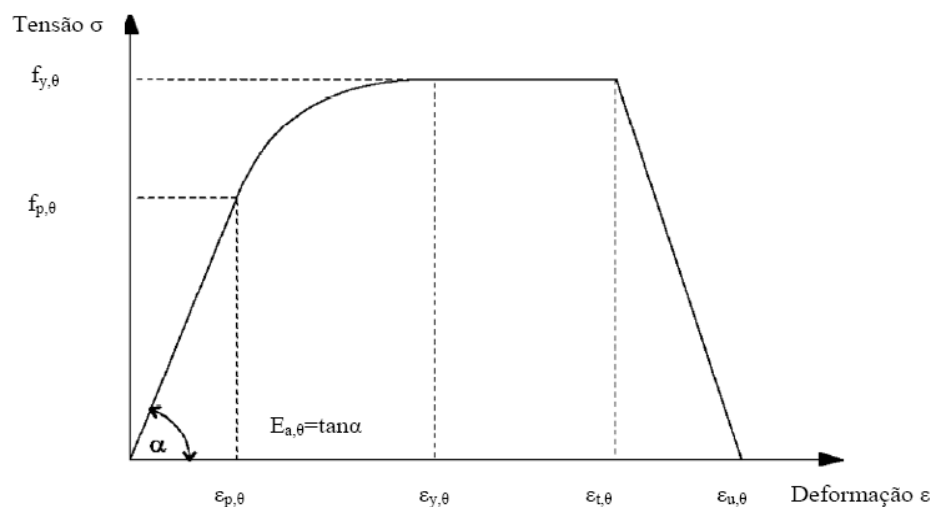


Figura 5.6 – Relação constitutiva do aço-carbono em função da temperatura θ (Adaptada do Eurocode 3 parte 1.2 (2005))

5.3.2 Modelos numéricos construídos

Buscando realizar um estudo comparativo entre resultados numéricos com aqueles obtidos experimentalmente, foram construídos modelos numéricos para as três seções investigadas experimentalmente. Os modelos são compostos basicamente pelos perfis e as chapas de topo para fins de aplicação das condições de contorno. As particularidades dos modelos são descritas nos itens a seguir.

5.3.2.1 Elementos com seção C

Os modelos numéricos elaborados para realizar as análises estruturais em temperatura ambiente de barras com seção C foram construídos de maneira análoga aos modelos construídos em ALMEIDA (2007). A Figura 5.7 mostra o esquema geral do modelo construído.

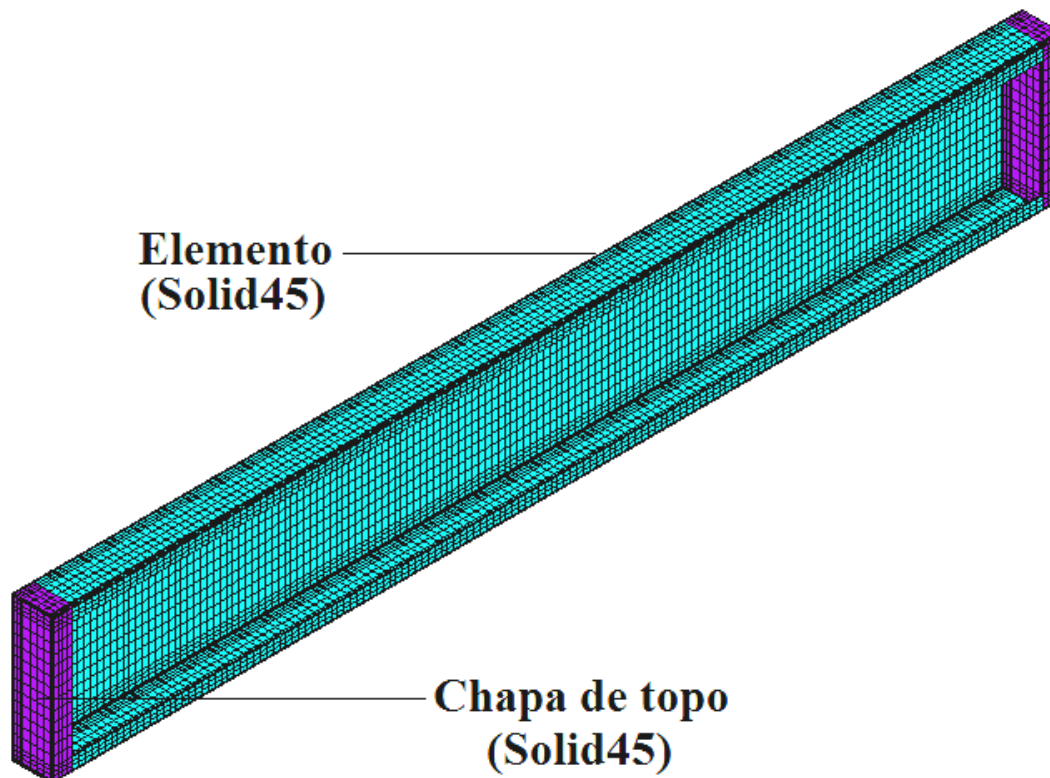


Figura 5.7 – Esquema geral do modelo dos elementos com seção C

5.3.2.2 Barras com seção composta

Os elementos com seção composta foram modelados pela simples justaposição das seções elementares (C e U), a saber, 2C para elementos com seção I e 2C+2U para elementos com seção 2R. Em outras palavras, os nós associados às áreas de contato

entre os perfis que compõem os elementos estão acoplados em toda a extensão do comprimento. Essa foi uma simplificação adotada com base nas configurações deformadas observadas experimentalmente, que apontam o trabalho em conjunto das seções que compõem os elementos com seção composta. Nesse sentido, nos modelos construídos para os elementos com seções I e 2R não foram utilizados elementos de contato entre as áreas de interface dos perfis que compõem os elementos.

Sendo assim, ressalta-se que os modelos não foram construídos considerando sua junção apenas por meio de parafusos autobrocantes em seções distribuídas ao longo do comprimento conforme realizado experimentalmente.

Em todo caso, os resultados apontam que, apenas para elementos com seção 2R sobre a condição de apoio de extremidades engastadas a força de compressão resistente obtida não foi satisfatória. Para os elementos com seção I (com extremidades rotuladas ou engastadas) e 2R (com extremidades rotuladas), o acoplamento dos nós associados às áreas de contato entre os perfis em toda a extensão do comprimento conduziu a forças de compressão resistentes em concordância com aquelas encontradas por meio dos métodos de cálculo simplificados do Eurocode 3 parte 1.3 (2006) e da ABNT NBR 14762:2010, conforme se verifica no item 5.5.1.

As figuras 5.8 e 5.9 ilustram a geometria de um dos modelos construídos com seção composta ($I = 2C$ e $2R = 2C+2U$), os quais são compostos pelo perfil e chapas de topo.

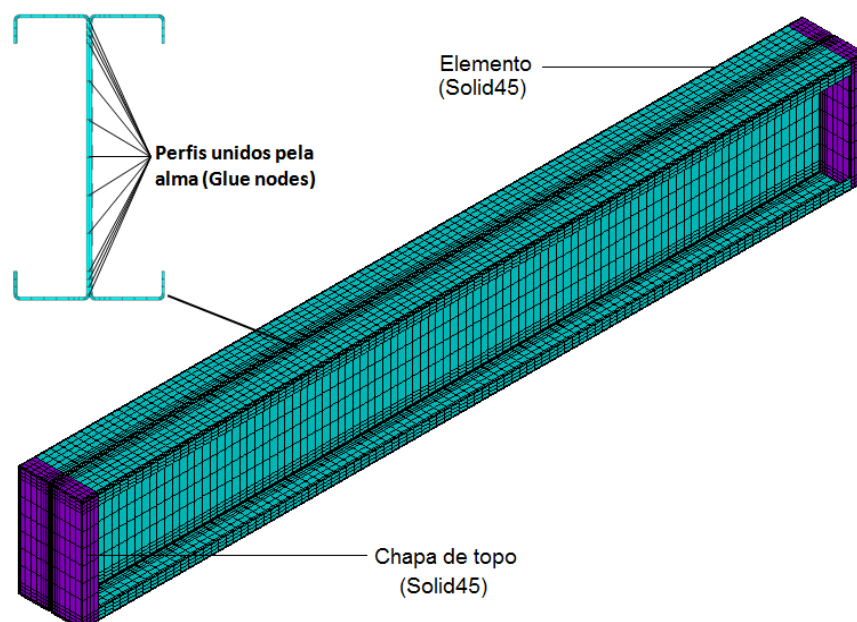


Figura 5.8 - Esquema geral do modelo dos elementos com seção I

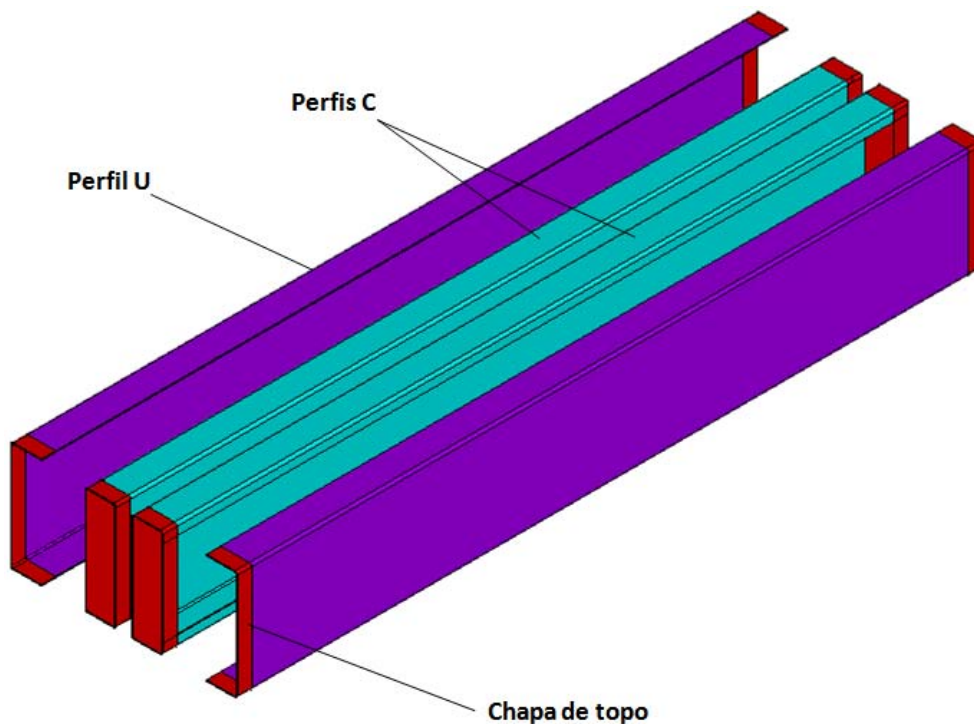


Figura 5.9 - Esquema geral dos perfis para composição do modelo dos elementos com seção 2R

5.3.3 Condições de contorno - vinculação e carregamento

As condições de vínculo foram semelhantes para todos os modelos com seções simples ou compostas. Os modelos foram construídos de modo que é possível simular condições de extremidades de barras simplesmente apoiadas em torno do eixo de menor inércia, ou engastadas.

Para simular a compressão centrada em barras com seção simples, apoiada em rótula cilíndrica disposta segundo o eixo de menor inércia, foi usada a estratégia de modelagem apresentada em ALMEIDA (2007), onde foi gerada uma malha em que se considerou uma linha de nós passando pelo centro de gravidade da seção do perfil nas chapas de topo. Nessa linha são dispostas as restrições aos deslocamentos que simulam a rótula cilíndrica segundo o eixo principal na menor inércia.

Para a aplicação da força nos elementos apoiados em rótulas cilíndricas, os nós da chapa de topo da extremidade livre, pertencentes à linha que passa pelo centróide da seção, foram acoplados em relação ao deslocamento na direção do eixo z (longitudinal), visando evitar deslocamento relativo entre tais nós segundo esta direção. Em seguida, a compressão uniforme foi imposta por meio de incrementos de deslocamentos aplicados aos nós contidos nessa linha que passa pelo centróide.

Na simulação da compressão centrada dos elementos com extremidades engastadas, sejam esses com seção simples ou composta, foram restringidos os graus de liberdade UX , UY e UZ referentes aos deslocamentos dos nós pertencentes à chapa de topo da extremidade fixa e UX , UY referentes aos deslocamentos dos nós pertencentes à chapa de topo da extremidade móvel.

No que se refere à aplicação da compressão uniforme em elementos engastados, esta pode ser realizada de duas formas: (i) incrementos de deslocamentos aplicados a todos os nós da chapa de topo da extremidade livre ou (ii) incrementos de deslocamentos aplicados ao nó mestre (nó designado para coordenar determinado grau de liberdade de um conjunto de nós), os quais são transferidos aos demais nós da chapa de topo da extremidade livre vinculados ao nó mestre.

No presente trabalho foi utilizada a opção (ii), em que os nós da chapa de topo da extremidade livre foram acoplados em relação ao deslocamento na direção do eixo z (longitudinal).

A Figura 5.10 mostra o modelo do elemento com seção C , apoiado em rótula cilíndrica disposta segundo o eixo de menor inércia. Igualmente, a Figura 5.11 mostra o modelo de um elemento com seção composta, com a condição de apoio de rótula cilíndrica. Conforme mencionado anteriormente, para simular o engaste todos os nós da chapa de topo têm seus graus de liberdade restringidos, exceto UZ na extremidade livre.

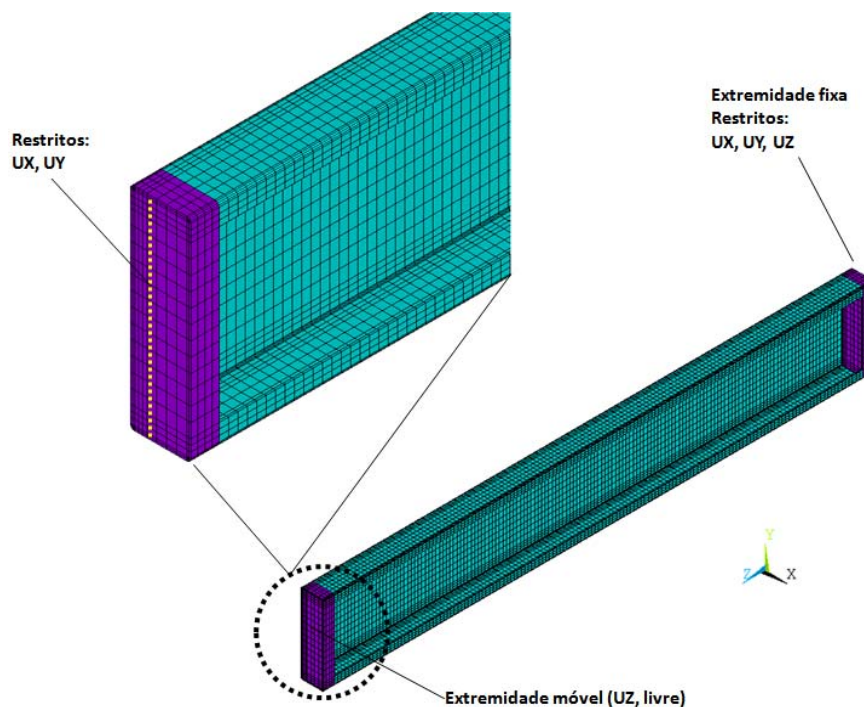


Figura 5.10 – Condições de contorno: Modelo dos elementos com seção C

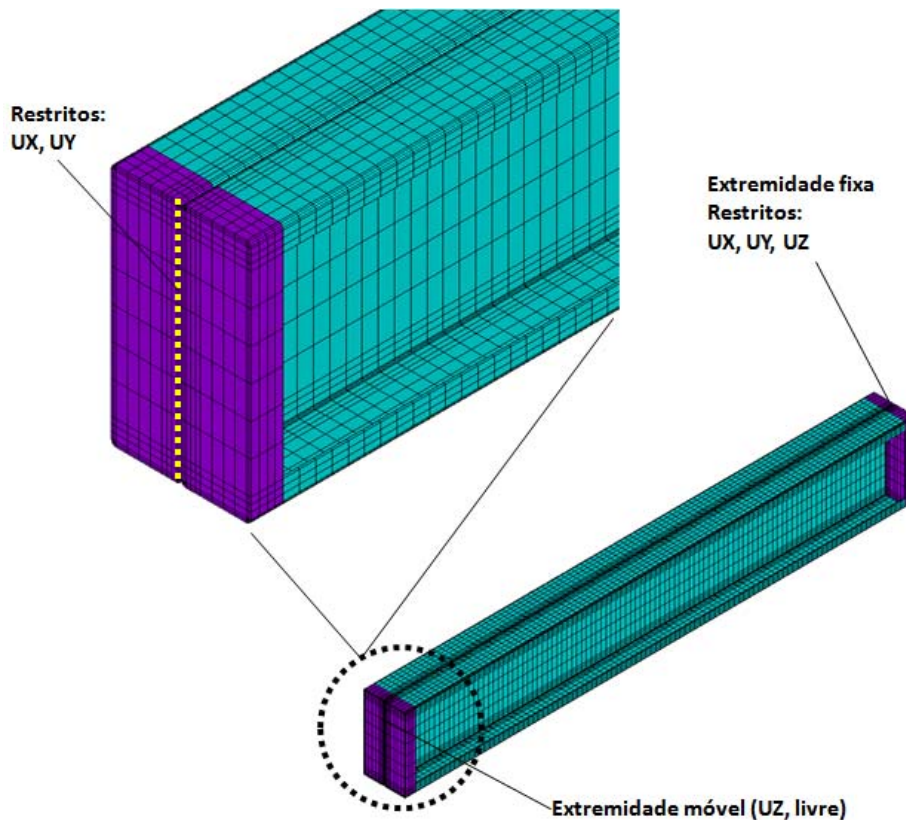


Figura 5.11 – Condições de contorno de extremidade utilizada nos modelos com seção I e nos modelos com seção 2R

5.4 CONSIDERAÇÕES PARA FINS DE ANÁLISES NUMÉRICAS EM TEMPERATURAS ELEVADAS

As análises numéricas em temperaturas elevadas compreendem as análises térmicas e termoestrutural, e se desenvolvem conforme Figura 5.12. Na análise térmica é determinado o campo de temperatura para cada cenário de aquecimento de interesse. Na análise termoestrutural, é investigada a resposta estrutural dos elementos, quando solicitados pela associação do campo térmico gerado na análise térmica e, as ações mecânicas.

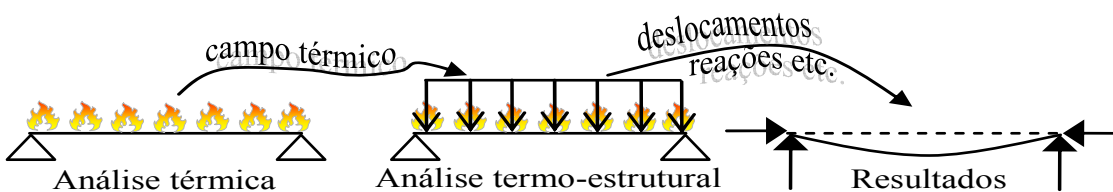


Figura 5.12 – Delineamento das análises realizadas

5.4.1 Análise térmica

As análises numéricas para fins de obtenção dos campos térmicos foram realizadas via ANSYS. Com relação à curva de aquecimento dos elementos, conforme apresentado no capítulo 4, as curvas *temperatura vs tempo* obtidas experimentalmente apresentaram diferenças em relação à curva do incêndio padrão ISO834 (ISO 834-1:1999), em especial nos 6 primeiros minutos. Nesse sentido, as relações *temperatura vs tempo* utilizadas nos modelos construídos para as análises térmicas foram aquelas obtidas para cada elemento na investigação experimental realizada no presente trabalho.

Segundo resultados apresentados em REGOBELLO (2007), KIMURA (2009) e DORR (2010), o campo térmico obtido via ANSYS é satisfatório para as análises desenvolvidas no presente trabalho. O campo térmico obtido via ANSYS tem sido avaliado por esses pesquisadores, por meio da comparação com (i) resultados numéricos de pesquisas anteriores, (ii) modelos simplificados de cálculo (NBR14323:1999 e EUROCODE 3 parte 1.2 (2005) e (iii) com resultados obtidos pelos programas STC (SuperTempcalc®) e SAFIR, os quais são voltados para análises térmica e mecânica.

Para fins de análise térmica, as principais propriedades do aço em função da temperatura são: condutividade térmica, calor específico e alongamento. Para o aço os valores adotados para tais propriedades em função da temperatura foram idênticos àqueles recomendados pela ABNT NBR 14323:1999 (atualmente em revisão).

Os modelos para as análises térmicas foram construídos com elementos finitos tipo SOLID70. A aplicação da ação térmica sobre os modelos é realizada com o auxílio do elemento finito SURF152 para simular os efeitos de radiação e convecção. Conforme mencionado no item 5.1.3, o SURF152 pode possuir um nó extra ao seu plano, o qual recebe diretamente as informações da curva de elevação de temperatura e posteriormente transfere a um conjunto de nós vinculados a ele. Para simular a elevação da temperatura dos gases do ambiente circundante ao modelo, será realizada a aplicação da curva de elevação de temperatura (obtida experimentalmente para cada elemento) nesse nó extra.

No que se refere aos parâmetros inerentes aos mecanismos de transferência de calor, o coeficiente de transferência de calor por convecção igual a $25 \text{ W/m}^2\text{°C}$ e o fator de emissividade resultante chamas-material foi adotado igual a 0,5.

A escolha do valor do fator de emissividade supracitado foi realizada com base na comparação entre os do estudo paramétrico realizado com modelos numéricos cujos fatores de emissividade implementados foram de 0,3 e 0,5. Tendo em vista que para os casos analisados a diferença entre os resultados numéricos foi insignificante adotou-se para fins de modelagem numérica o valor de emissividade igual a 0,5.

A Figura 5.13 ilustra o esquema geral dos modelos das análises térmicas. A Figura 5.14, traz a representação da aplicação dos filmes de convecção e radiação sobre os modelos numéricos e a condição de exposição ao fogo utilizada nas análises numéricas.

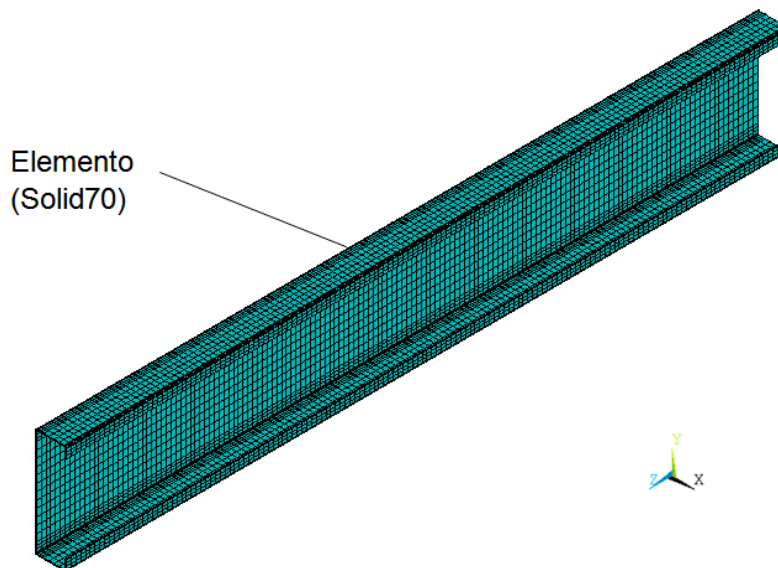


Figura 5.13 – Modelo térmico em elemento SOLID70

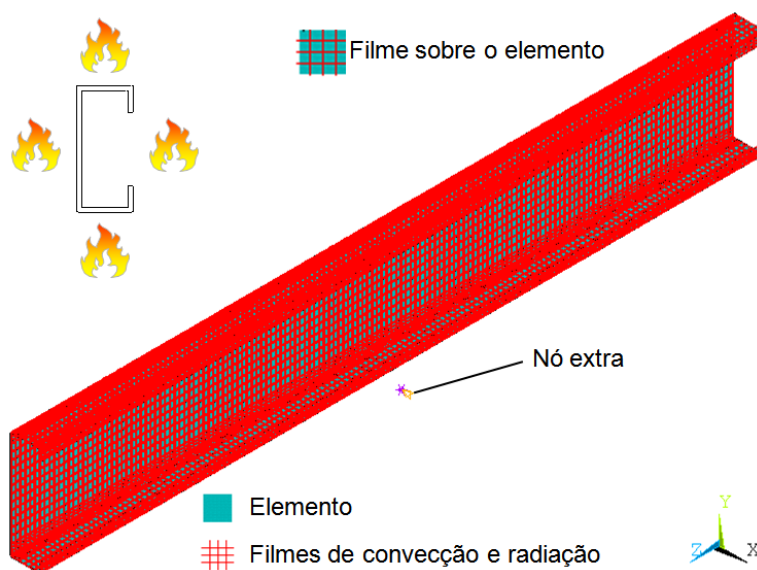


Figura 5.14 – Modelo térmico com aplicação dos filmes de convecção e radiação

5.4.2 Análise termoestrutural

A análise termoestrutural compreendeu a investigação do comportamento mecânico dos perfis de aço formados a frio sob altas temperaturas. Os resultados de interesse da presente análise foram: (i) força de compressão resistente, (ii) tempo resistente (tempo no colapso), (iii) temperatura resistente (temperatura no colapso) e (iv) modo de falha.

A relação constitutiva adotada para o aço dos modelos numéricos em temperaturas elevadas é aquela proposta pelo EN 1993-1-2:2005, para temperaturas variando entre 20 e 1100 °C. A Figura 5.15 apresenta o modelo do conjunto das relações constitutivas adotadas no presente trabalho.

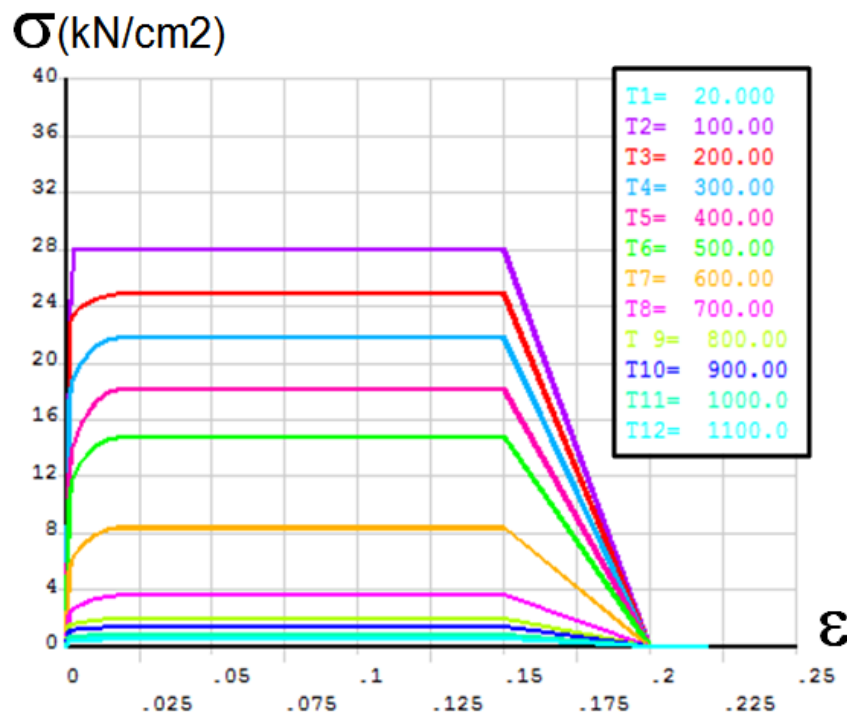


Figura 5.15 – Relações tensão vs deformação adotadas para o aço em função da temperatura

Os efeitos da ação térmica na análise estrutural em temperaturas elevadas foram considerados por meio dos fatores de redução das propriedades mecânicas em função da temperatura, conforme valores sugeridos pelo EN 1993-1-2:2005, para seções classe 4. Os valores dos coeficientes de redução para a resistência ao escoamento, limite de proporcionalidade e módulo de elasticidade em função da temperatura, ($k_{y0,2,\theta}$), ($k_{p,\theta}$) e ($k_{E,\theta}$), respectivamente, estão apresentados na tabela 5.1.

Tabela 5.1 - coeficiente de reduções (Fonte: EN 1993-1-2:2005)

θ (°C)	$K_{p0,2,\theta}$	$K_{p,\theta}$	$K_{E,\theta}$
20	1	1	1
100	1	1	1
200	0,89	0,807	0,9
300	0,78	0,613	0,8
400	0,65	0,420	0,7
500	0,53	0,360	0,6
600	0,30	0,180	0,31
700	0,13	0,075	0,13
800	0,07	0,050	0,09
900	0,05	0,0375	0,0675
1000	0,03	0,0250	0,045
1100	0,02	0,0125	0,0225
1200	0	0	0

Os modelos numéricos construídos para realizar as análises estruturais em temperaturas elevadas são idênticos aos modelos construídos em temperatura ambiente, compostos basicamente do perfil e das chapas de topo para fins de aplicação das condições de contorno.

Por outro lado, às condições de vinculação em temperaturas elevadas é acrescentada uma particularidade em relação àquelas impostas aos modelos construídos para análises à temperatura ambiente. Conforme apresentado no capítulo 4, os elementos foram ensaiados considerando, de forma simplificada, a estrutura circundante aos mesmos. Dessa forma, foi possível avaliar experimentalmente a influência da restrição ao alongamento térmico sobre o comportamento a temperaturas elevadas dos elementos investigados.

Nesse sentido, nos modelos numéricos construídos nessa etapa foi considerada de forma simplificada a restrição ao alongamento térmico, conforme estratégia utilizada em DORR (2010), onde se utilizou o elemento LINK10 para simular a rigidez axial da estrutura de restrição, conforme mencionado no item 5.1.4.

Outrossim, as condições de carregamento também foram diferentes, não apenas pelo fato da implementação do campo térmico, mas também pela forma de considerar a aplicação da ação mecânica. As imperfeições geométricas foram modeladas conforme estratégia adotada à temperatura ambiente.

Em temperatura ambiente a consideração da ação mecânica foi realizada por incrementos de deslocamentos aplicados aos modelos. Embora a consideração da ação

mecânica nas análises termomecânicas pudesse ser realizada por meio de incrementos de deslocamentos ou incrementos de força, no presente trabalho foram utilizados incrementos de forças para manter a concordância com os procedimentos experimentais.

A Figura 5.16 mostra o esquema geral do delineamento da análise termomecânica.

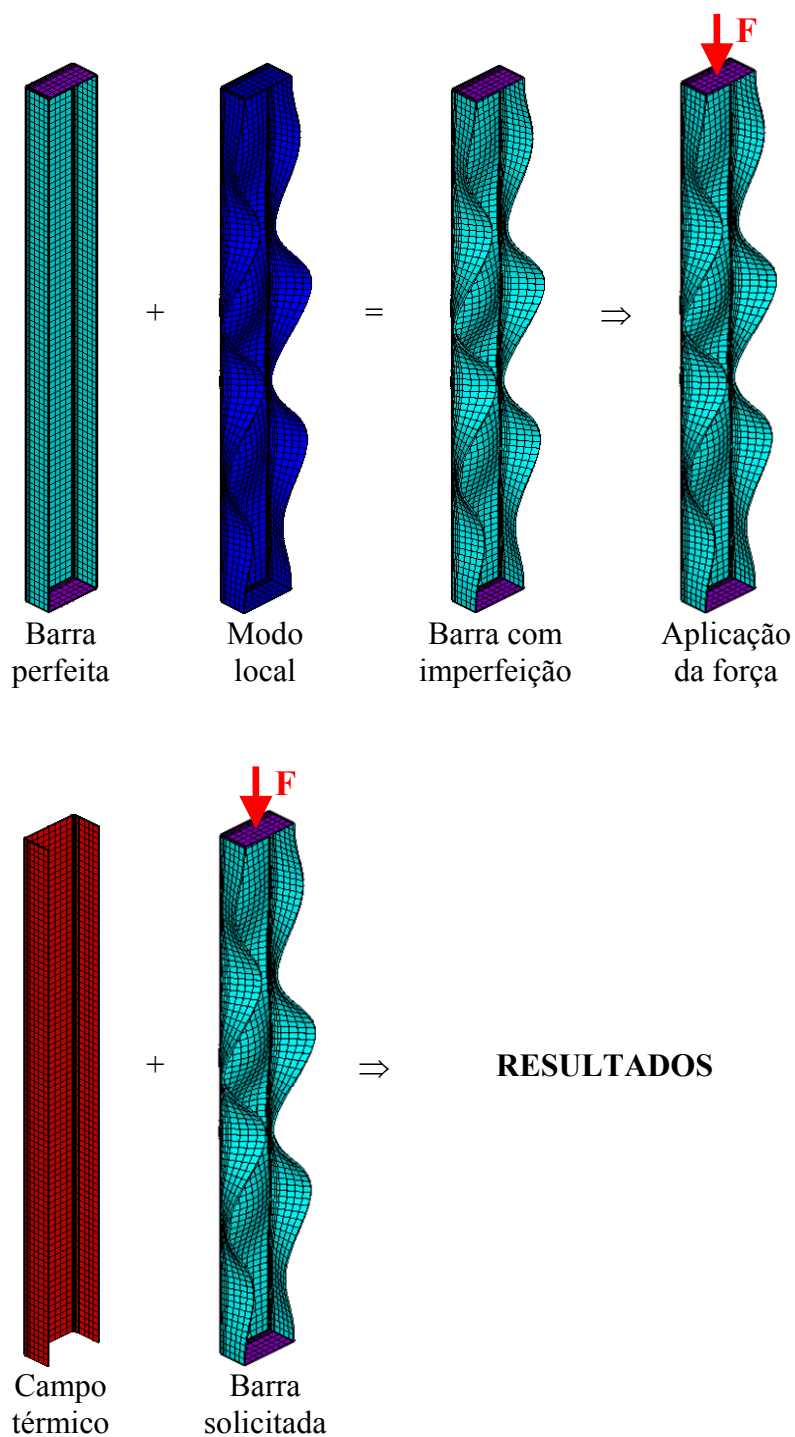


Figura 5.16 - Esquema geral da análise termomecânica.

Conforme Figura 5.16, na análise termoestructural, primeiramente é gerada a imperfeição geométrica através da análise de autovalor. Em seguida o modo escolhido para representar a imperfeição geométrica é introduzido na barra com geometria perfeita. Feito isso, aplica-se a força solicitante de interesse, que no presente trabalho foi adotada como um percentual da força de compressão resistente à temperatura ambiente determinada conforme Eurocode 3 parte 1.3 (2006). Finalmente incrementa-se de forma transiente o campo de temperatura obtido na análise térmica.

5.5 RESULTADOS

5.5.1 Análises à temperatura ambiente

Os modelos construídos foram aferidos apenas com base nos resultados de forças de compressão resistente obtidos pelos procedimentos simplificados de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 (2006) e ABNT NBR 14762:2010.

O modo global de flexão foi adotado para representar as imperfeições geométricas nas análises. O valor da amplitude da imperfeição adotado foi de $L/500$.

A tabela 5.2 mostra os resultados comparativos entre os valores das forças de compressão resistentes obtidas numericamente no presente trabalho e aqueles obtidos por meio dos métodos de cálculo simplificados das normas supracitadas.

Tabela 5.2 – Resumo das forças de compressão resistentes

Modelo	$\lambda = \frac{l_{ef}}{r}$	EC3 P1.3 (kN)	NBR (kN)	$F_{L/500}$ (kN)	$\frac{F_{L/500}}{EC3}$	$\frac{F_{L/500}}{NBR}$	
P01 P02	C-E	192	46,5	49,1	44,0	0,95	0,90
P07 P08	C-R	154	17,5	18,0	17,2	0,98	0,96
P03 P04	I-E	100	109,6	115,0	118,0	1,08	1,03
P09 P10	I-R	96	51,1	52,3	48,0	0,94	0,92
P05 P06	2R-E	77	219,7	228,6	267,0	1,22	1,17
P11 P12	2R-R	50	161,0	166,9	176,0	1,09	1,05

λ - Esbeltez global em relação ao eixo de menor inércia

l_{ef} e r - Comprimento efetivo e raio de giração em relação eixo de menor inércia

De acordo com os resultados apresentados na tabela 5.2, os modelos numéricos apresentaram concordância com os resultados prescritos pelas normas atestando, de certa forma, a conformidade dos modelos.

5.5.2 Análises térmicas

Foram obtidos para os modelos, campos térmicos com base na curva de elevação da temperatura com o tempo obtida experimentalmente para os elementos. Nesse sentido, o tempo máximo de exposição ao incêndio foi estabelecido de acordo com os valores encontrados experimentalmente. Para simular a condição de exposição ao fogo pelos quatro lados do perfil, foram dispostos filmes de convecção e radiação sobre o contorno do perfil.

No que se refere à distribuição da temperatura, conforme os resultados experimentais, essa foi uniforme na seção e não uniforme ao longo do comprimento. Nesse sentido, nos modelos numéricos buscou-se reproduzir, de forma simplificada, essa condição de aquecimento dos elementos, conforme descrito na sequência.

Em todo caso, inicialmente os elementos foram modelados considerando uma distribuição de temperatura constante ao longo do comprimento, conforme Figura 5.17. O objetivo dessa consideração foi avaliar a estratégia de modelagem da restrição ao alongamento térmico sem grandes interferências. Nessa etapa já foi possível avaliar aspectos relacionados à vinculação, valor da emissividade e nível de força, os quais também foram de interesse.

Tendo em vista que, experimentalmente, as medições de temperaturas foram realizadas em quatro seções ao longo do comprimento, tem-se a divisão do comprimento dos elementos em cinco trechos, conforme Figura 5.18. Nesse sentido, por simplificação, no que se refere ao modelo adotado para a distribuição de temperatura não uniforme, foi considerada que a mesma varia linearmente entre as extremidades de cada trecho, conforme detalhe da Figura 5.18.

Outrossim, na modelagem da elevação da temperatura em cada trecho adotou-se, para cada trecho, a temperatura média como representativa do referido trecho. Nesse sentido, em termos de modelagem numérica têm-se cinco trechos com temperaturas distintas, porém constante ao longo de cada trecho, conforme Figura 5.18.

A Figura 5.19, mostra os posicionamentos dos nós extras utilizados para realizar o controle de temperatura em cada trecho. A Figura 5.20 mostra o exemplo do campo térmico obtido para um elemento com seção C.

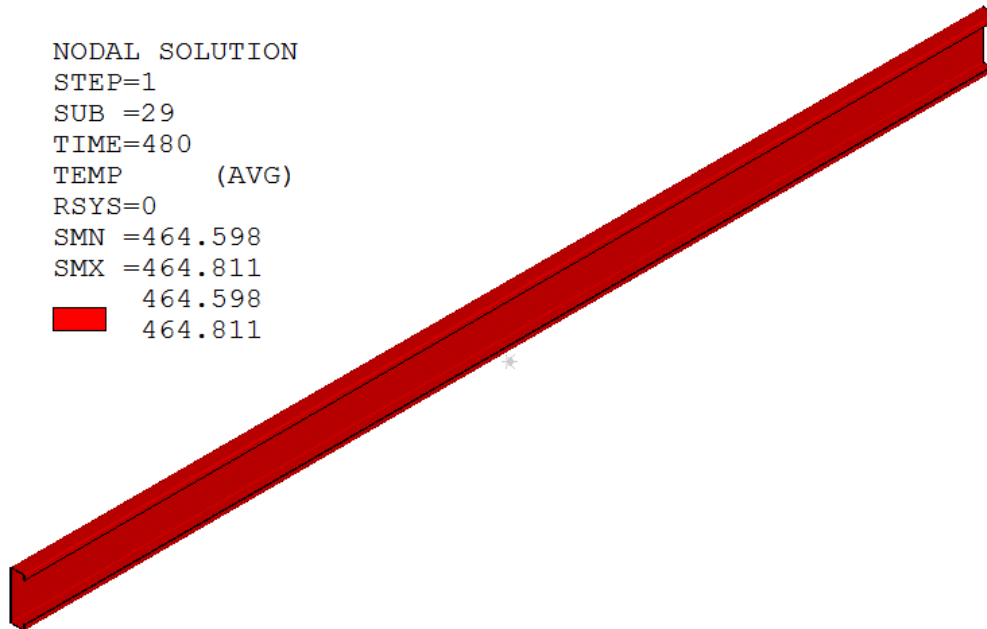


Figura 5.17 – Campo térmico uniforme ao longo do comprimento: Modelo C-R

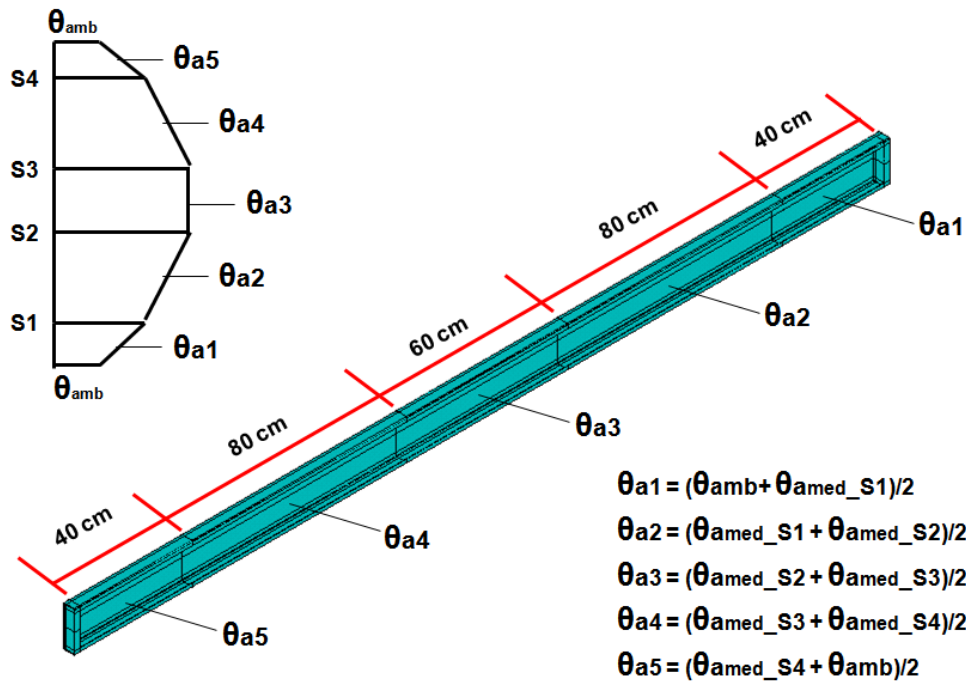


Figura 5.18 – Distribuição da temperatura ao longo do comprimento: Modelo simplificado para a distribuição não uniforme

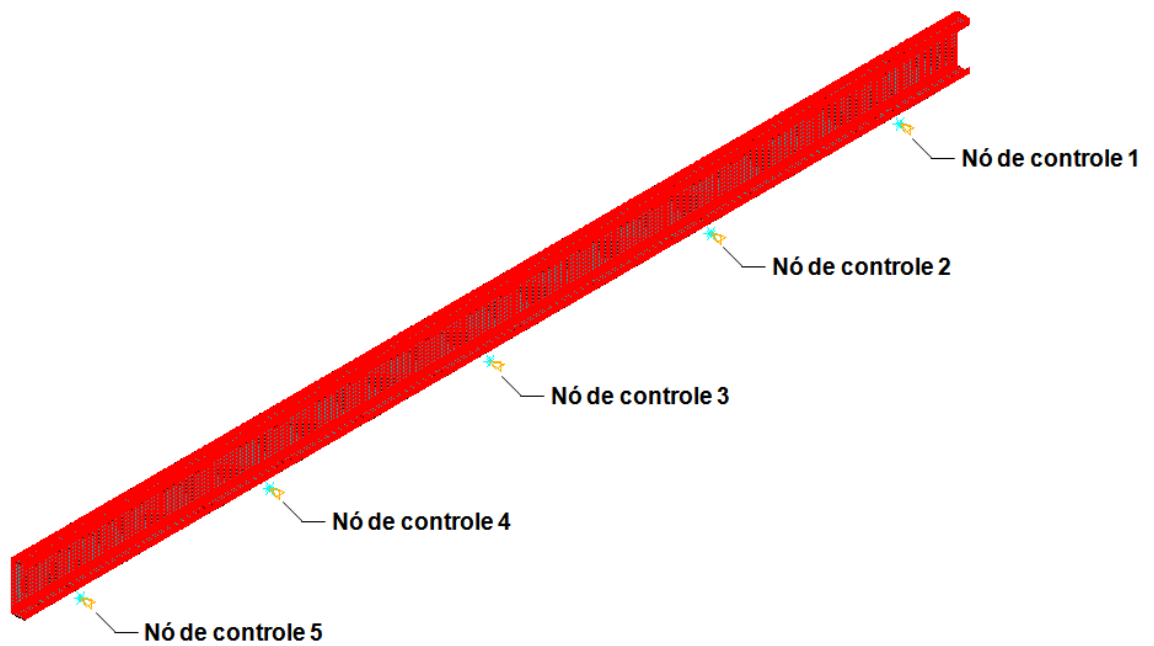


Figura 5.19 – Modelo térmico: distribuição dos nós de controle de temperatura ao longo do comprimento

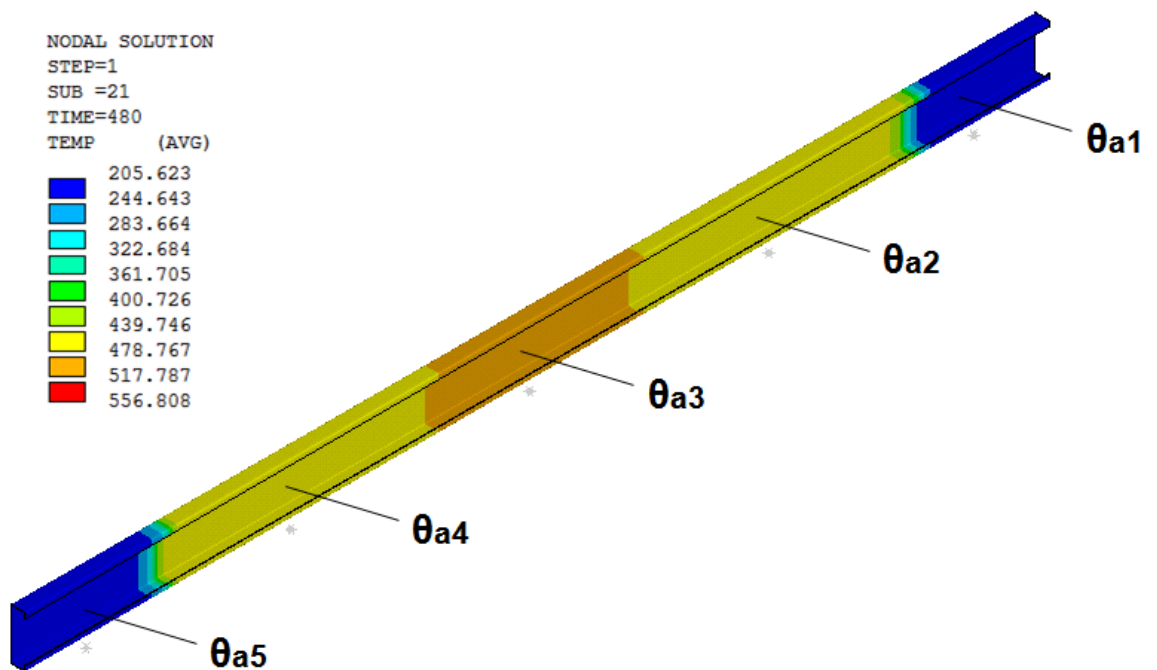


Figura 5.20 – Campo térmico para distribuição não uniforme simplificada: elemento com seção C - tempo de exposição de 8 minutos.

5.5.3 Análises termomecânicas

As análises termomecânicas foram realizadas apenas com elementos com seção C para as condições de apoio de extremidades rotuladas e engastadas. No decorrer da construção dos modelos se fez necessário avaliar com mais profundidade a aplicação da estratégia de modelagem da restrição ao alongamento térmico apresentada em DORR (2010) a modelos em elementos finitos do tipo sólido. Sendo assim optou-se por realizar essa investigação utilizando a seção C pela simplicidade da mesma.

Nas análises aqui realizadas foram avaliadas (i) duas formas de considerar a distribuição da temperatura ao longo do comprimento, (ii) emissividade de 0,5, (iii) dois valores de força solicitante (30% e 50% da força de compressão resistente à temperatura ambiente determinada de acordo com o EN 1993-1.3:2006 e (iv) três valores de restrição ao alongamento térmico ($k_r = 0,13$; 0,26 e 0,52), onde k_r é o coeficiente de proporção conforme equação 5.2 e $k_r = 0,13$ é o valor correspondente à rigidez axial imposta experimentalmente (pela estrutura de restrição) aos elementos estruturais. Seguem os resultados e discussões sobre as análises realizadas.

5.5.3.1 Análises com campo térmico uniforme: Elementos constituídos por perfis de aço formados a frio com extremidades engastadas

Nas análises termomecânicas dos modelos com extremidades engastadas e distribuição da temperatura uniforme ao longo do comprimento foi utilizada a curva de temperatura que é a média das curvas de temperatura média registrada em cada seção dos elementos, conforme Figura 5.21.

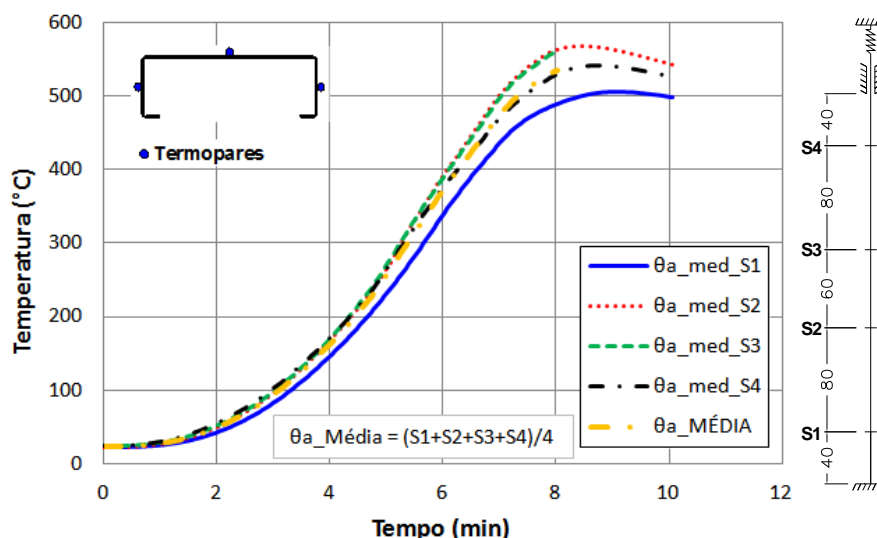


Figura 5.21 – Relação temperatura vs tempo: elemento P02

A Figura 5.22 mostra a curva média das médias com sua equação aproximada por um polinômio, o qual foi introduzido nos modelos numéricos.

Ressalta-se que a curva *temperatura vs tempo* adotada para a modelagem dos elementos com extremidades engastadas foi a do elemento P02 tendo em vista que as curvas experimentalmente registradas para os elementos P01 e P02 são idênticas, entretanto para elemento P02 a curva foi registrada com um número maior de pontos, conforme se verifica na Figura 5.23.

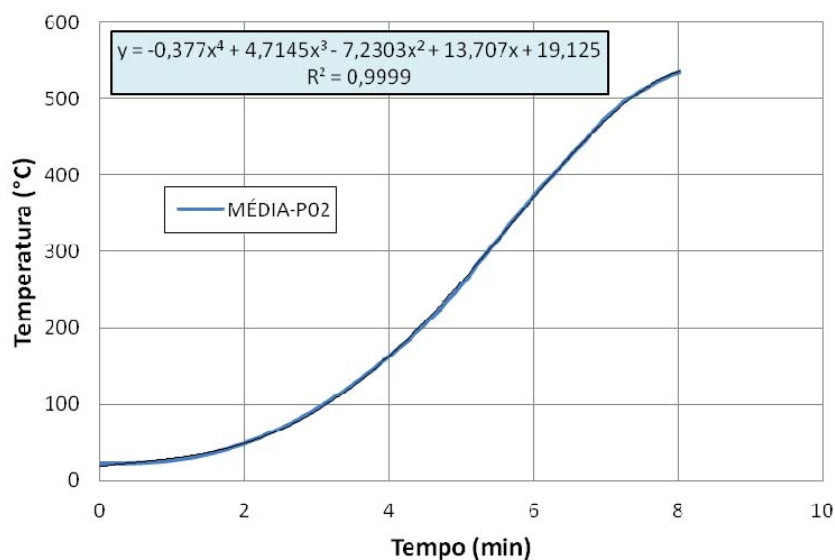


Figura 5.22 – Relação *temperatura vs tempo*: média das temperaturas médias registradas em cada seção do elemento P02

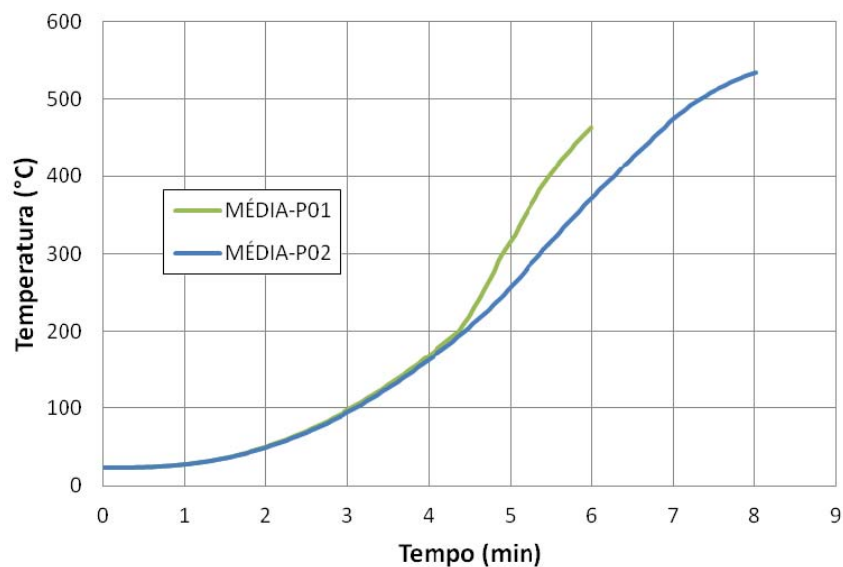


Figura 5.23 – Relação *temperatura vs tempo*: média das temperaturas médias registradas em cada seção dos elementos P01 e P02

A tabela 5.3 mostra o resumo dos resultados encontrados para os modelos C-E, referentes aos elementos com extremidades engastadas. De acordo com essa tabela, a força de compressão resistente encontrada numericamente foi próxima daquela encontrada experimentalmente. Por outro lado, a estimativa numérica para a temperatura máxima alcançada nos modelos apresentou uma diferença considerável em relação ao valor encontrado experimentalmente. Com relação ao tempo resistente dos elementos, a prescrição numérica não esteve muito distante daquela registrada experimentalmente.

A similaridade entre forças de compressão resistentes e tempos resistentes encontrados numericamente e experimentalmente aponta a potencialidade do modelo em representar o comportamento a temperaturas elevadas de elementos com restrição axial. Entretanto, ajustes ainda necessitam serem realizados como, por exemplo, a averiguação das diferenças encontradas entre as temperaturas resistentes obtidas experimentalmente e numericamente.

Tabela 5.3 – Resumo dos resultados numéricos: Modelo C-E
(Distribuição de temperatura uniforme)

Força inicial	Numérico				Experimental		
	k_r	F(kN)	θ_a (°C)	t(min)	P(kN)	* θ_a (°C)	t(min)
	0,13	37,94	255,14	6,1	33,7	383,48	5,94
30%	0,26	37,00	141,11	4,8	---	---	---
	0,52	39,11	98,35	4,1	---	---	---
50%	0,13	35,83	172,47	5,2	---	---	---
	0,26	38,37	115,95	4,4	---	---	---
	0,52	39,96	82,35	3,8	---	---	---

* θ_a – experimentalmente medido na seção S2 do elemento P02

k_r - coeficiente de proporção (equação 5.2)

F e P – Forças de compressão resistentes (numérica e experimental, respectivamente)

Força inicial - % da força de compressão resistente determinada conforme EN 1993 – 1.3

Curva temperatura vs tempo com base nos registros experimentais do elemento P02

As figuras 5.24 e 5.25 apresentam as comparações entre as relações *força vs tempo* e *força vs temperatura* experimental e numérica para os modelos com condição de apoio de extremidades engastadas. De acordo com a Figura 5.24, o modelo numérico tende a representar, de forma satisfatória, a curva *força vs tempo* experimental. Para $k_r = 0,13$ (associado à rigidez axial imposta experimentalmente), as curvas *força vs tempo* numérica e experimental apresentaram boa concordância.

Com relação à curva *força vs temperatura*, mesmo para $k_r = 0,13$, o modelo numérico apresentou diferenças quanto à forma da curva bem como quanto à temperatura máxima alcançada, conforme se verifica na Figura 5.25.

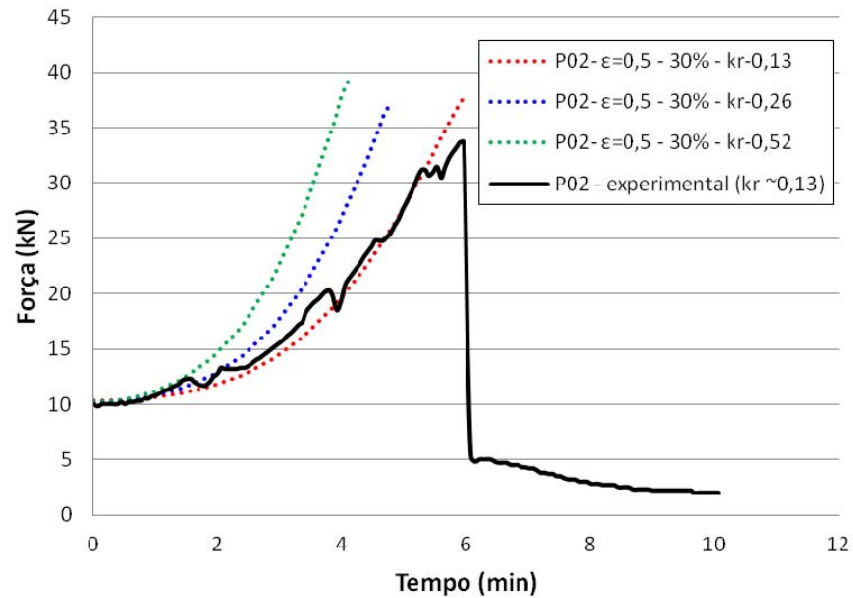


Figura 5.24 – Relação *força vs tempo*: comparação numérica experimental: Modelo C-E com distribuição de *temperatura uniforme*

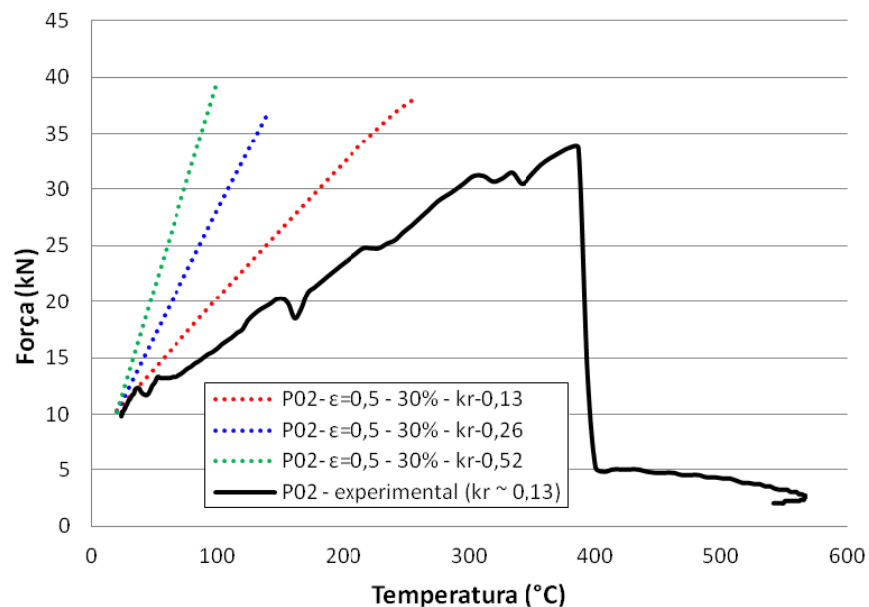


Figura 5.25 – Relação *força vs temperatura*: comparação numérica experimental: Modelo C-E com distribuição de *temperatura uniforme*

A Figura 5.26 mostra as curvas *força vs tempo* obtidas numericamente para as diferentes combinações de parâmetros. De acordo com a Figura 5.26, a força de

compressão resistente praticamente não variou com o valor da força inicial aplicada nem com o valor da restrição axial imposta aos modelos.

A restrição axial imposta aos modelos apresentou relevância na definição do tempo e da temperatura resistentes. De acordo com os resultados, quanto maior foi o valor da restrição axial, menores foram os tempos e as temperaturas resistentes obtidos numericamente, conforme se verifica nas figuras 5.26 e 5.27.

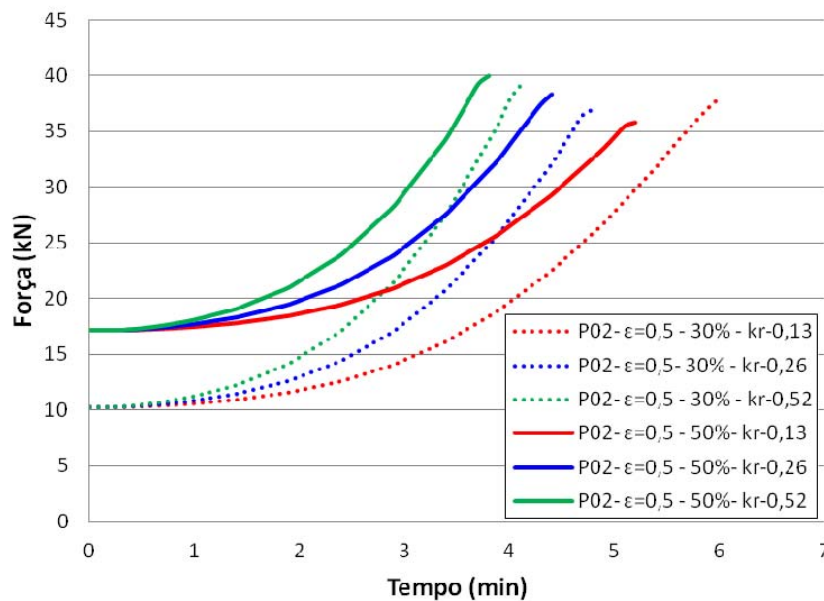


Figura 5.26 – Relação força vs tempo para as diferentes combinações de parâmetros: Modelo C-E com distribuição de temperatura uniforme

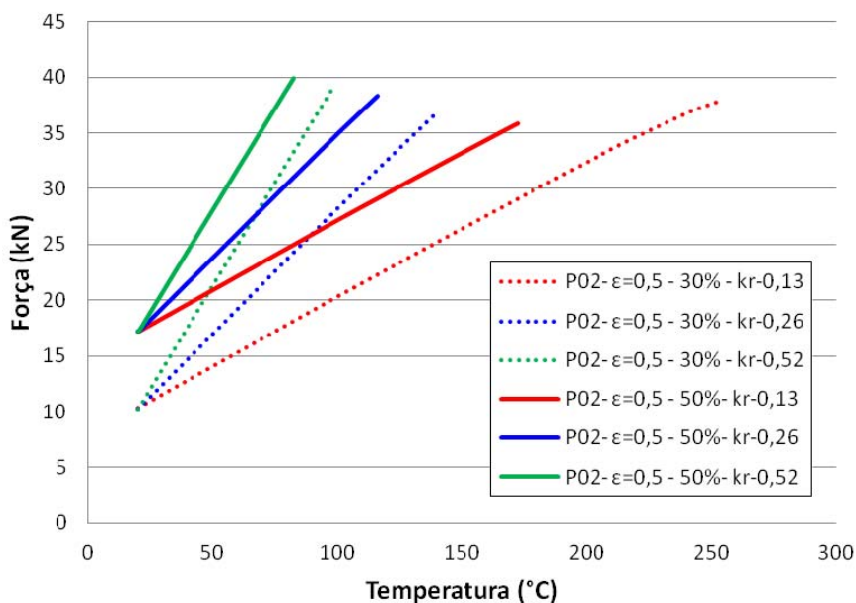


Figura 5.27 – Relação força vs temperatura para as diferentes combinações de parâmetros: Modelo C-E com distribuição de temperatura uniforme

5.5.3.2 Análises com campo térmico uniforme: *Elementos constituídos por perfis de aço formados a frio com extremidades rotuladas*

Nas análises termoestruturais dos modelos com extremidades rotuladas e distribuição da temperatura uniforme ao longo do comprimento também foi utilizada a média das curvas de temperatura média medidas nas seções S1, S2, S3 e S4 conforme detalhe da Figura 5.21. Tendo em vista que as curvas dos elementos foram idênticas até aos tempos resistentes encontrados experimentalmente (6 minutos), poderia se adotar qualquer uma das curvas, apresentadas na Figura 5.28a, referentes aos elementos rotulados investigados experimentalmente no presente trabalho. Foi adotada a curva do elemento P08, cujo polinômio de ajuste da curva está representado na Figura 5.28b.

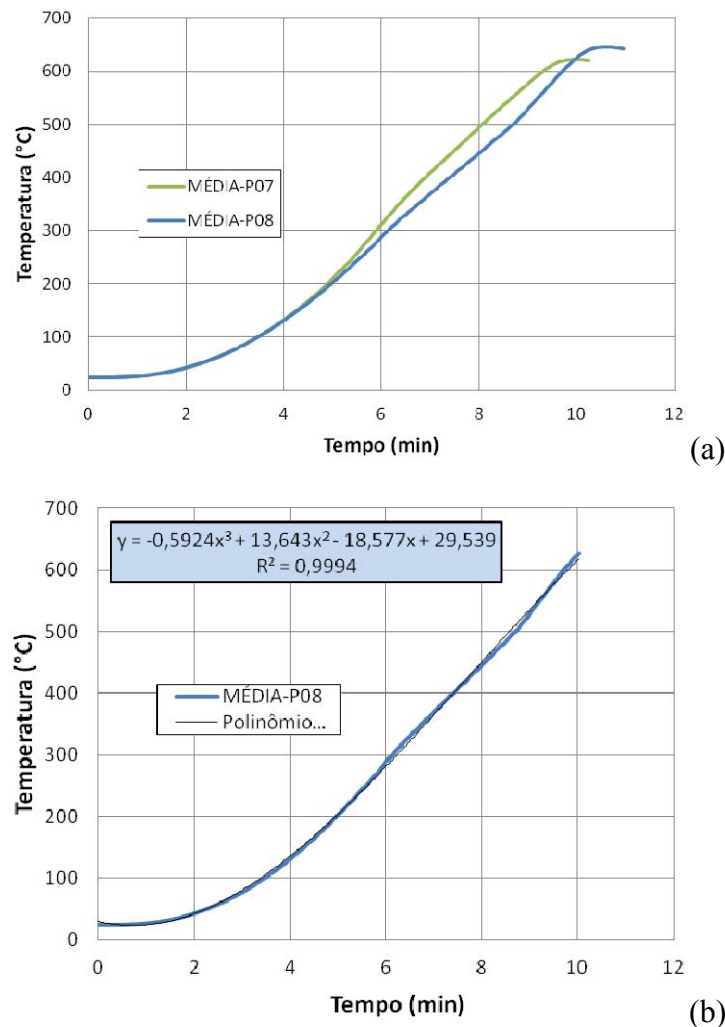


Figura 5.28 – Relação *temperatura vs tempo*: (a) média das temperaturas médias registradas em cada seção dos elementos P07 e P08 (b) ajuste do polinômio da relação *temperatura vs tempo* do elemento P08.

A tabela 5.4 mostra o resumo dos resultados encontrados para os modelos C-R, referentes aos elementos sobre apoios rotulados. De acordo com essa tabela, da mesma forma que para os elementos com extremidades engastadas a força de compressão resistente encontrada numericamente foi próxima daquela encontrada experimentalmente. Novamente, a estimativa numérica para a temperatura máxima alcançada nos modelos apresentou uma diferença considerável em relação ao valor encontrado experimentalmente. Com relação ao tempo resistente dos elementos, a previsão numérica também não esteve muito distante daquela registrada experimentalmente.

**Tabela 5.4 – Resumo dos resultados numéricos: Modelo C-R
(Distribuição de temperatura uniforme)**

Força inicial	Numérico				Experimental		
	k_r	F(kN)	θ_a (°C)	t(min)	P(kN)	* θ_a (°C)	t(min)
30%	0,13	16,45	148,34	5,4	---	---	---
	0,26	17,16	110,65	4,7	---	---	---
	0,52	17,32	88,41	4,2	---	---	---
56% (8,5 kN)	0,13	16,93	120,07	4,9	14,3	261,20	5,7
	0,26	17,29	92,44	4,3	---	---	---
	0,52	17,30	77,66	4,0	---	---	---

* θ_a – experimentalmente medido na seção S3 do elemento P08
 k_r - coeficiente de proporção (equação 5.2)
 F e P – Forças de compressão resistentes (numérica e experimental, respectivamente)
 Força inicial - % da força de compressão resistente determinada conforme EN 1993 – 1.3
 Curva temperatura vs tempo com base nos registros experimentais do elemento P08

As figuras 5.29 e 5.30 apresentam as comparações entre as relações *força vs tempo* e *força vs temperatura* experimental e numérica para os modelos sobre apoios rotulados. De acordo com essas figuras o modelo numérico apresentou uma rigidez bem elevada se comparada aos resultados encontrados experimentalmente.

Mesmo no caso da relação *força vs tempo* correspondente a $k_r = 0,13$ (associado à rigidez axial imposta experimentalmente pela estrutura de restrição) foi observada apenas uma concordância inicial entre as curvas experimental e numérica. Após um determinado instante de tempo essa concordância foi perdida, conforme se observa na Figura 5.29.

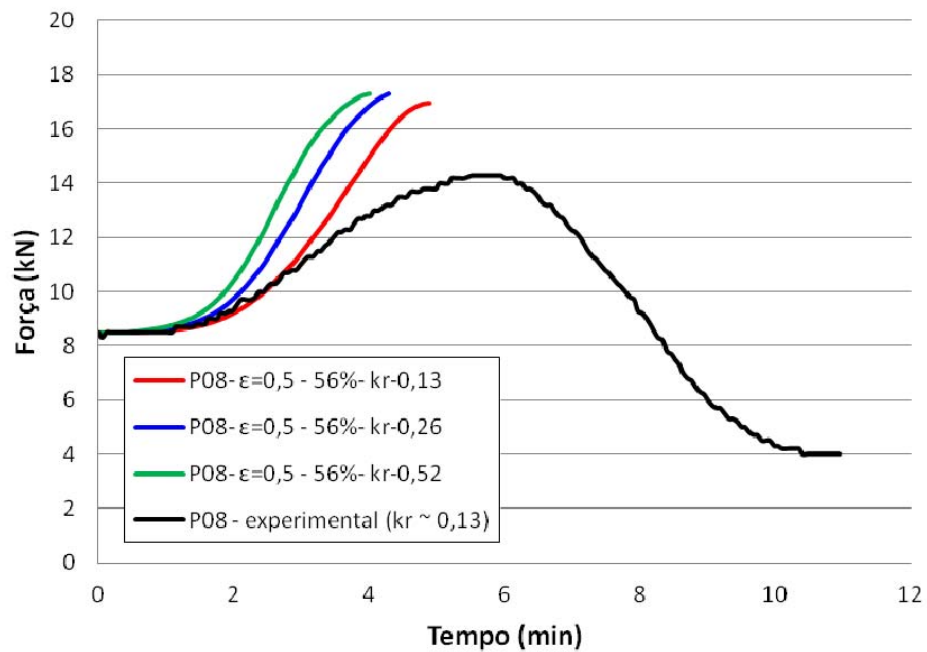


Figura 5.29 – Relação força vs tempo: comparação numérica experimental: Modelo C-R com distribuição de temperatura uniforme

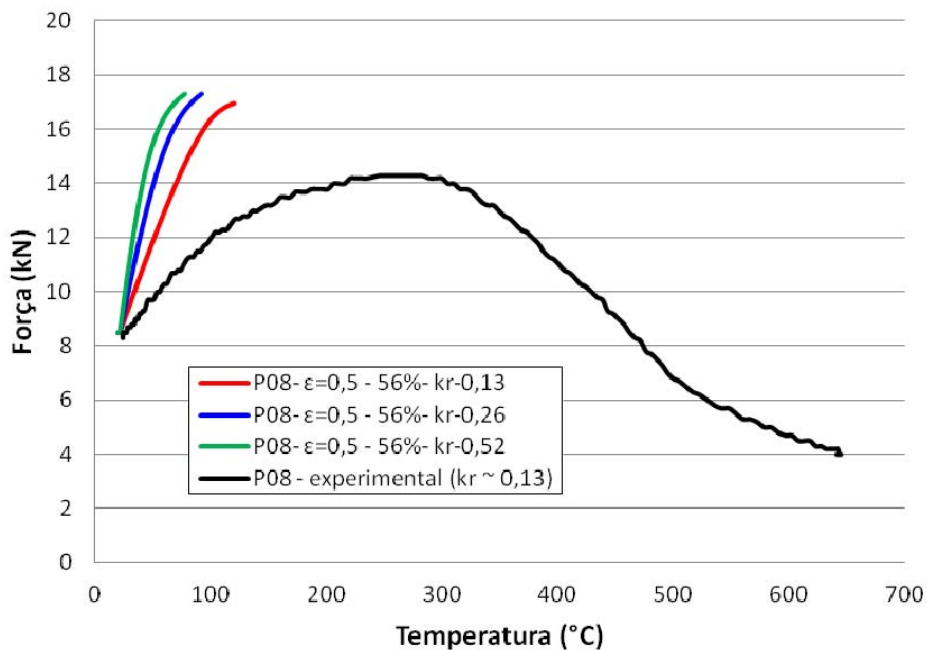


Figura 5.30 – Relação força vs temperatura: comparação numérica experimental: Modelo C-R com distribuição de temperatura uniforme

A Figura 5.31 mostra as curvas *força vs tempo* obtidas numericamente para as diferentes combinações de parâmetros para os modelos sobre apoios rotulados. De acordo com os resultados da Figura 5.31, semelhante ao que foi observado nos modelos com extremidades engastadas, a força de compressão resistente praticamente não variou

com a força inicial aplicada nem com a restrição axial imposta aos modelos. Novamente, a restrição axial imposta aos modelos apresentou relevância na definição do tempo e da temperatura resistentes, conforme se verifica na Figura 5.31 e Figura 5.32.

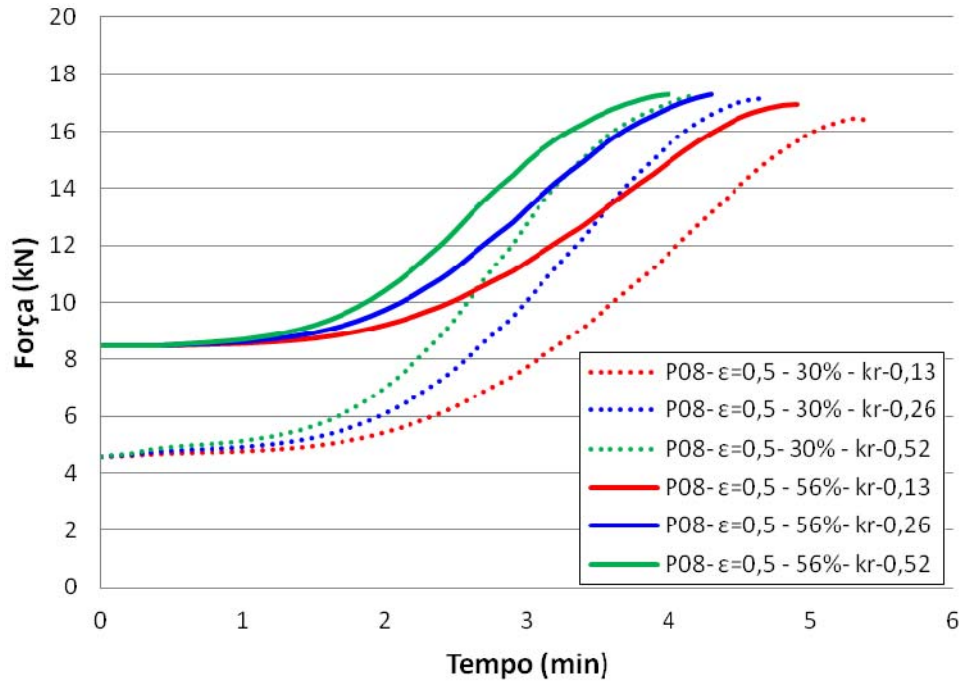


Figura 5.31 – Relação força vs tempo para as diferentes combinações de parâmetros: Modelo C-R com distribuição de temperatura uniforme

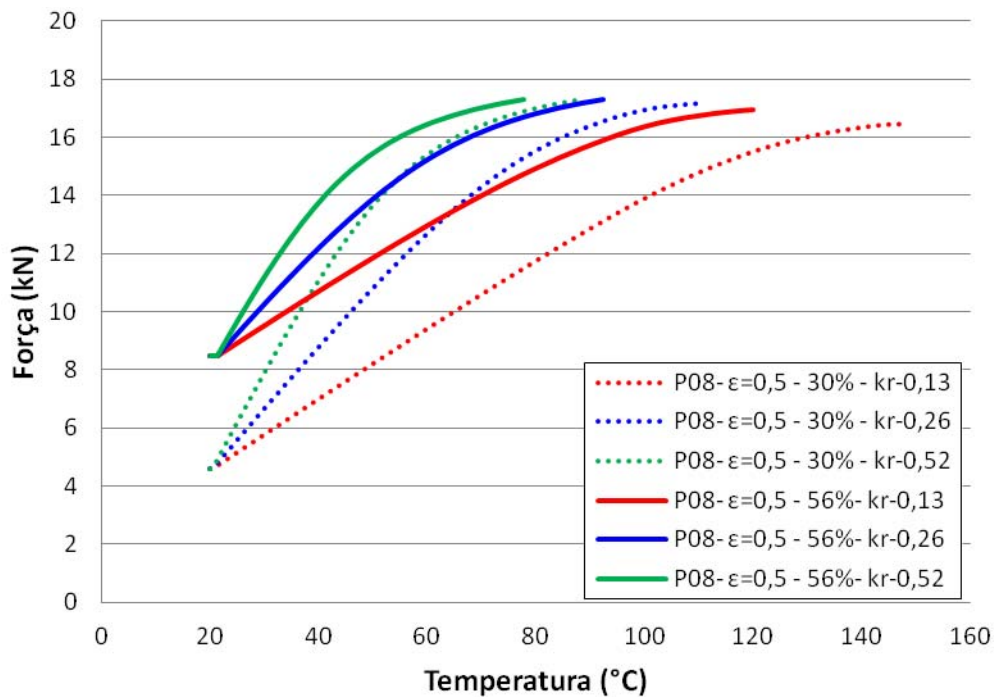


Figura 5.32 – Relação força vs temperatura para as diferentes combinações de parâmetros: Modelo C-R com distribuição de temperatura uniforme

5.5.3.3 Análises com campo térmico não uniforme: *Elementos constituídos por perfis de aço formados a frio com extremidades engastadas*

Nas análises termoestruturais com distribuição da temperatura não uniforme ao longo do comprimento foi utilizado o campo térmico definido conforme figuras 5.18 e 5.20, onde θ_{a1} , θ_{a2} , θ_{a3} , θ_{a4} e θ_{a5} , são calculados em função das temperaturas médias registradas nas seções S1, S2, S3 e S4 distribuídas ao longo do comprimento dos elementos, conforme detalhe da Figura 5.18. A Figura 5.33 mostra as curvas de aquecimento utilizadas nos modelos numéricos investigados no presente item.

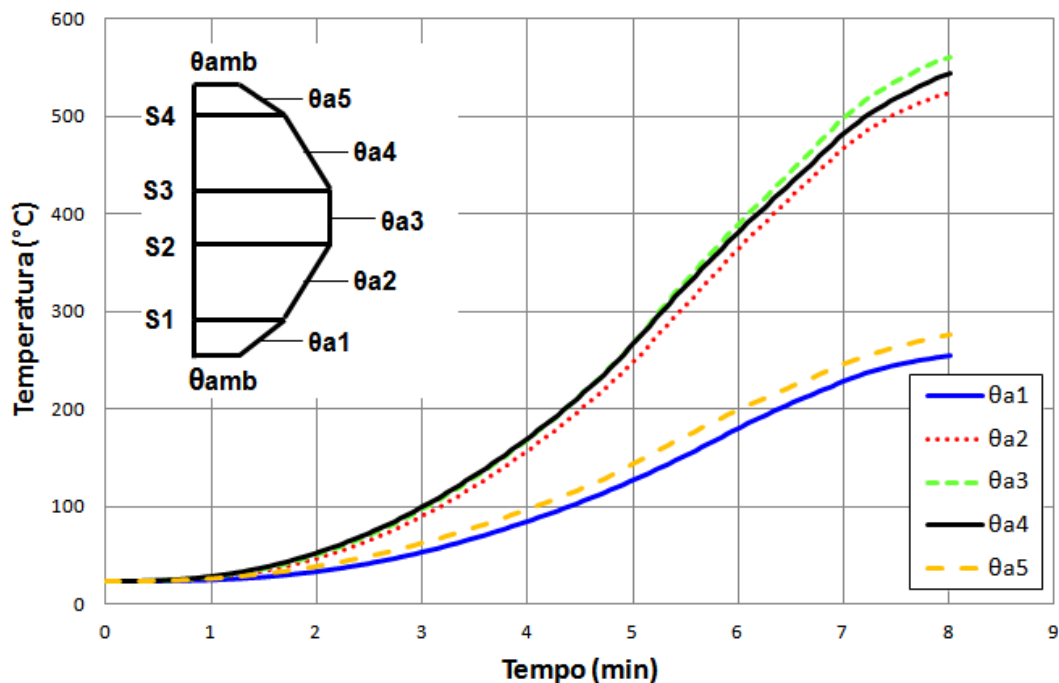


Figura 5.33 – Relação temperatura vs tempo: *Modelo C-E com distribuição não uniforme ao longo do comprimento*

A tabela 5.5 mostra o resumo dos resultados encontrados para os modelos C-E, referentes aos elementos com extremidades engastadas com distribuição de temperatura não uniforme. Conforme resultados dessa tabela, força e tempo resistentes obtidos numericamente foram próximos daqueles obtidos experimentalmente. Em contrapartida, a estimativa numérica para a temperatura máxima alcançada nos modelos continuou apresentando diferença considerável em relação ao valor encontrado experimentalmente.

Tabela 5.5 – Resumo dos resultados numéricos: Modelo *C-E*
(Distribuição de temperatura não uniforme)

Força inicial	Numérico				Experimental		
	k_r	F(kN)	θ_a (°C)	t(min)	P(kN)	* θ_a (°C)	t(min)
	0,13	33,25	246,55	5,9	33,7	383,48	5,94
30%	0,26	36,32	161,26	5,0	---	---	---
	0,52	38,26	110,55	4,3	---	---	---
50%	0,13	35,12	196	5,4	---	---	---
	0,26	37,47	129,7	4,6	---	---	---
	0,52	38,89	90,23	3,9	---	---	---

* θ_a – experimentalmente medido na seção S2 do elemento P02
 k_r - coeficiente de proporção (equação 5.2)
 F e P – Forças de compressão resistentes (numérica e experimental, respectivamente)
 Força inicial - % da força de compressão resistente determinada conforme EN 1993 – 1.3
 Curva temperatura x tempo com base nos registros experimentais do elemento P02

As figuras 5.34 e 5.35 apresentam as comparações entre as relações *força vs tempo* e *força vs temperatura* experimental e numérica para os modelos sobre a condição de apoio de extremidades engastadas com distribuição de temperatura não uniforme. De acordo com as figuras 5.34 e 5.35, o modelo numérico representa, de forma satisfatória, a curva *força vs tempo* experimental e tende a simular de forma aceitável a curva *força vs temperatura* experimental.

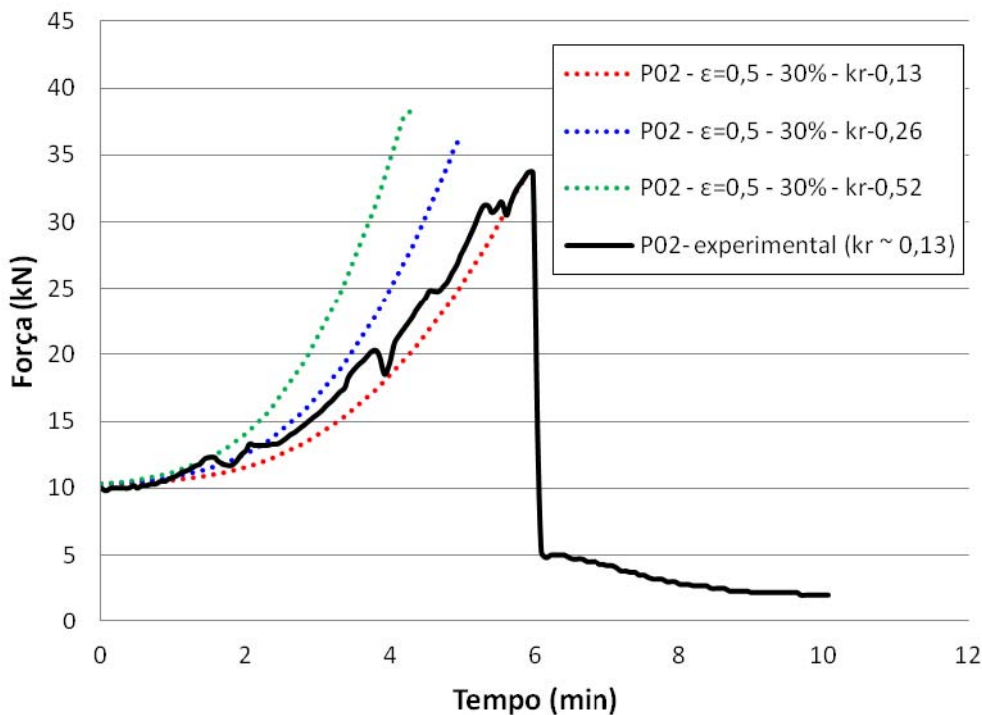


Figura 5.34 – Relação *força vs tempo*: comparação numérica vs experimental:
Modelo *C-E* com distribuição de temperatura não uniforme

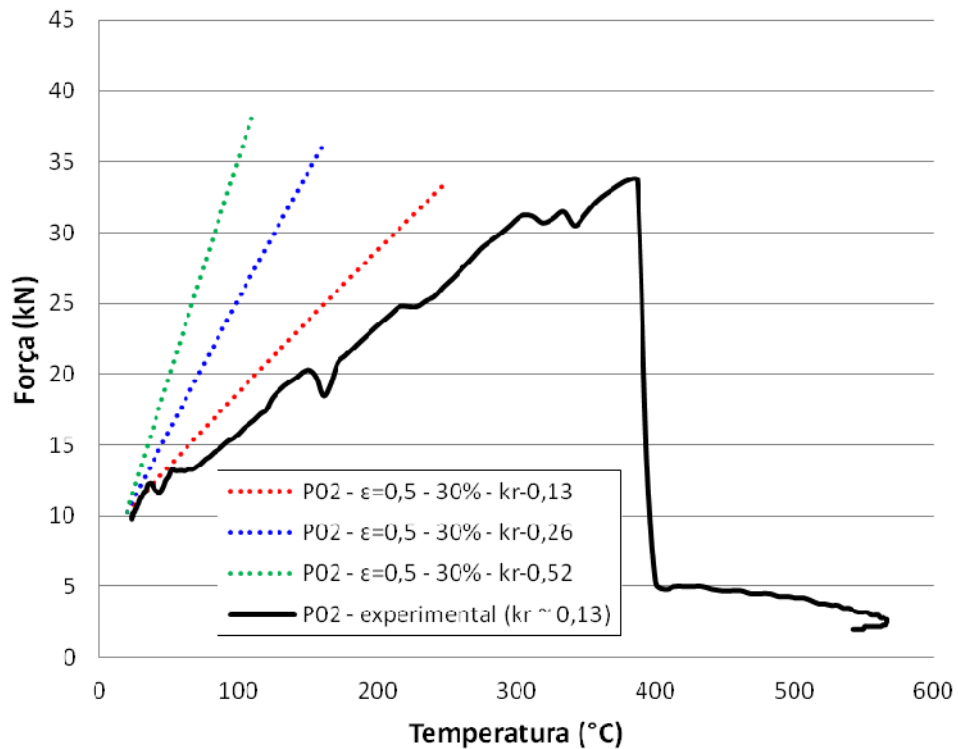


Figura 5.35 – Relação força vs temperatura: comparação numérica vs experimental: Modelo C-E com distribuição de temperatura não uniforme

Para os modelos C-E, a consideração da distribuição não uniforme não alterou os resultados de forma significativa em relação àqueles obtidos anteriormente para a distribuição de temperatura uniforme. Esses modelos se mostraram pouco sensíveis aos efeitos da distribuição da temperatura ao longo do comprimento, conforme se verifica ao se realizar uma comparação entre os resultados das tabelas 5.3 e 5.5 e entre os resultados das figuras (5.24 e 5.25) e (5.34 e 5.35).

A Figura 5.36 mostra as curvas força vs tempo obtidas para os modelos com distribuição de temperatura não uniforme e extremidades engastadas. De acordo com a Figura 5.36, ao utilizar uma distribuição de temperatura não uniforme, a variação da força de compressão resistente com o valor da força inicial aplicada foi insignificante. Do mesmo modo, a intensidade da força de compressão resistente pouco variou com os valores de restrição axial impostos aos modelos.

A restrição axial imposta aos modelos apresentou relevância na definição do tempo e da temperatura resistentes. Quanto maior o valor da restrição axial, menores são os tempos resistentes e as temperaturas resistentes obtidas numericamente, conforme se verifica nas figuras 5.36 e 5.37.

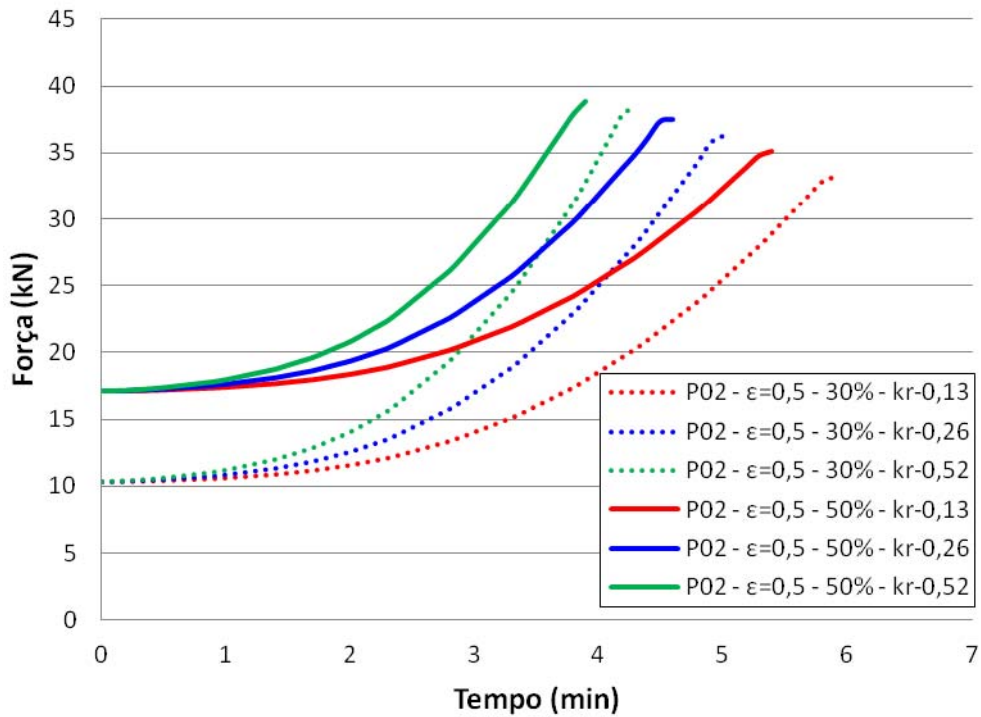


Figura 5.36 – Relação força vs tempo para as diferentes combinações de parâmetros: Modelo C-E com distribuição de temperatura não uniforme

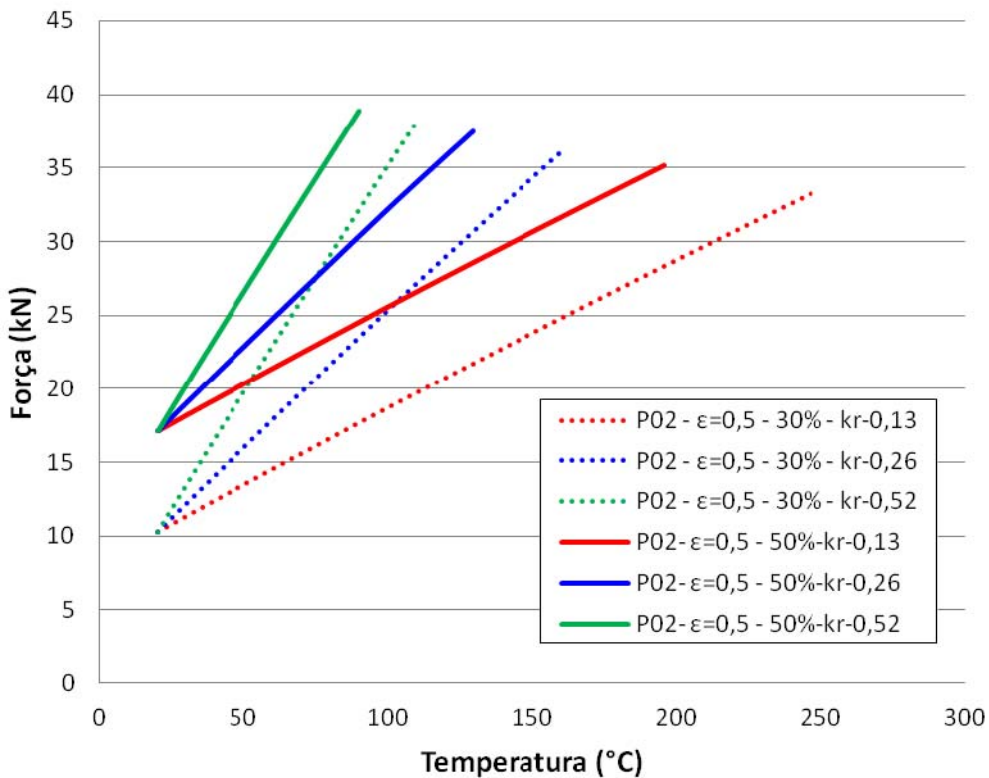


Figura 5.37 – Relação força vs temperatura para as diferentes combinações de parâmetros: Modelo C-E com distribuição de temperatura não uniforme

5.5.3.4 Análises com campo térmico não uniforme: *Elementos constituídos por perfis de aço formados a fio com extremidades rotuladas*

A tabela 5.6 mostra o resumo dos resultados encontrados para os modelos C-R com distribuição de temperatura não uniforme.

No que se referem às forças de compressão resistentes os modelos numéricos prescreveram as mesmas em concordância com os resultados experimentais conforme resultados apresentados na tabela 5.6.

Semelhante aos modelos com distribuição de temperatura uniforme, a temperatura máxima alcançada nos modelos também apresentou uma diferença numericamente significativa em relação ao valor encontrado experimentalmente. Quanto ao tempo resistente dos elementos, a previsão numérica não esteve muito distante daquela registrada experimentalmente.

Tabela 5.6 – Resumo dos resultados numéricos: Modelo C-R
(Distribuição de temperatura não uniforme)

Força inicial	Numérico				Experimental		
	k_r	F(kN)	θ_a (°C)	t(min)	P(kN)	* θ_a (°C)	t(min)
	0,13	16,06	226,03	6,0	---	---	---
30%	0,26	16,79	235	6,0	---	---	---
	0,52	17,15	235,12	6,0	---	---	---
56% (8,5k)	0,13	16,58	197,83	5,6	15,3	251,95	5,06
	0,26	17,10	180,72	5,5	---	---	---
	0,52	17,21	225,01	6,0	---	---	---

* θ_a – experimentalmente medido na seção S3 do elemento P07

k_r - coeficiente de proporção (equação 5.2)

F e P – Forças de compressão resistentes (numérica e experimental, respectivamente)

Força inicial - % da força de compressão resistente determinada conforme EN 1993 – 1.3

Curva *temperatura vs tempo* com base nos registros experimentais do elemento P07

As figuras 5.38 e 5.39 apresentam as comparações entre as relações *força vs tempo* e *força vs temperatura* experimental e numérica para os modelos sobre apoios rotulados submetidos à distribuição de temperatura não uniforme.

De acordo com a Figura 5.38, os modelos numéricos têm capacidade de representar de forma satisfatória a relação *força vs tempo*. Entretanto é preciso definir corretamente a rigidez axial da restrição ao alongamento térmico.

Conforme a Figura 5.39, os modelos numéricos apresentaram rigidez bem maior que aquela registrada experimentalmente. Uma vez que esse aspecto foi identificado em

todos os modelos numéricos investigados no presente trabalho, merece atenção em futuras análises. Outrossim, acredita-se esse aspecto está relacionado, com a forma como a restrição ao alongamento térmico foi modelada e o valor adotado para a rigidez axial.

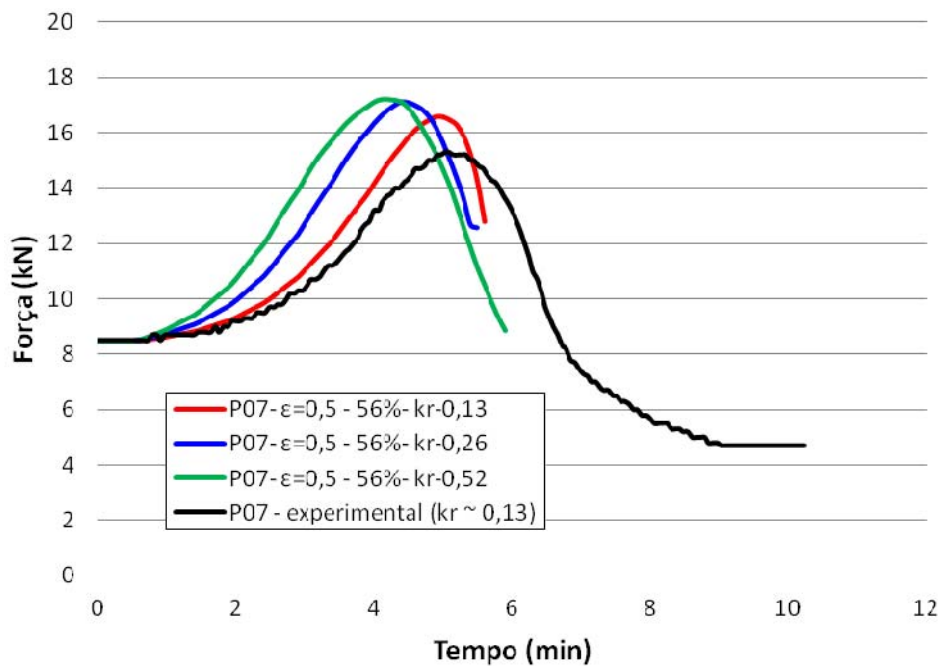


Figura 5.38 – Relação força vs tempo: comparação numérica experimental: Modelo C-R com distribuição de temperatura não uniforme

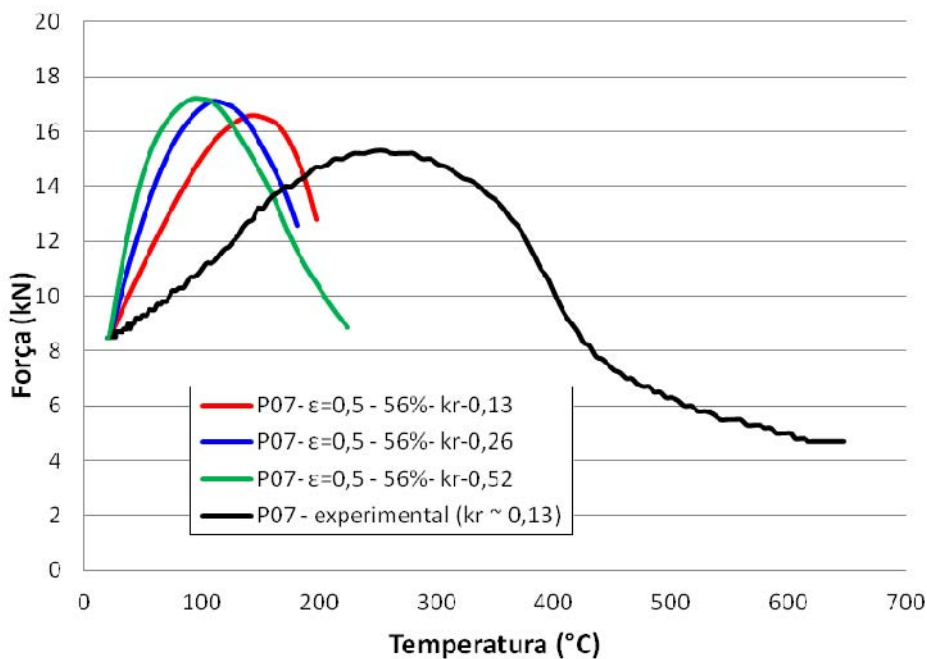


Figura 5.39 – Relação força vs temperatura: comparação numérica experimental: Modelo C-R com distribuição de temperatura não uniforme

Nas figuras 5.40 e 5.41, estão apresentadas as curvas *força x tempo* e *força x temperatura* obtidas numericamente para os modelos sobre apoios rotulados submetidos a uma distribuição de temperatura não uniforme. De acordo com os resultados dessas figuras, a força de compressão resistente praticamente não variou com a força inicial aplicada nem com a restrição axial imposta aos modelos.

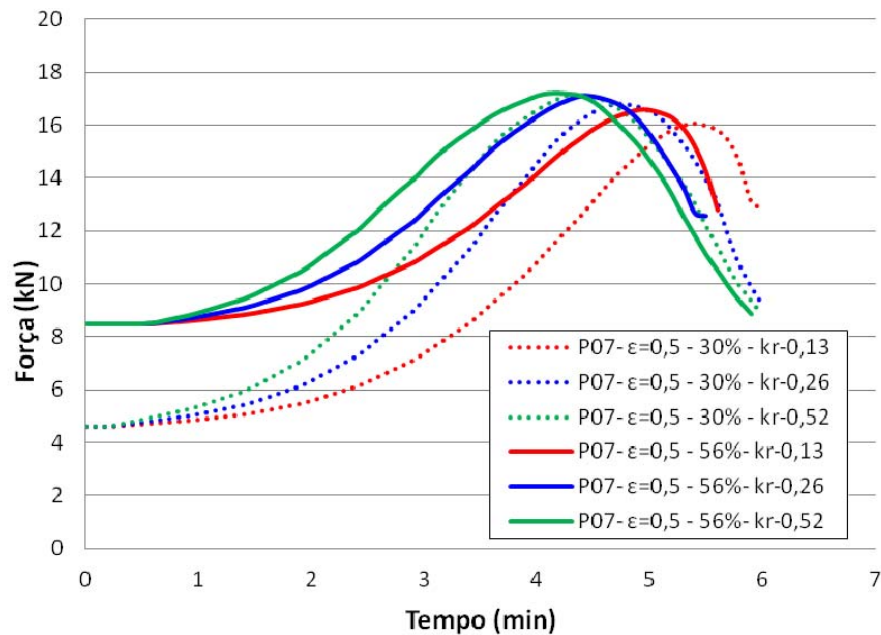


Figura 5.40 – Relação *força vs tempo* para as diferentes combinações de parâmetros: *Modelo C-R com distribuição de temperatura não uniforme*

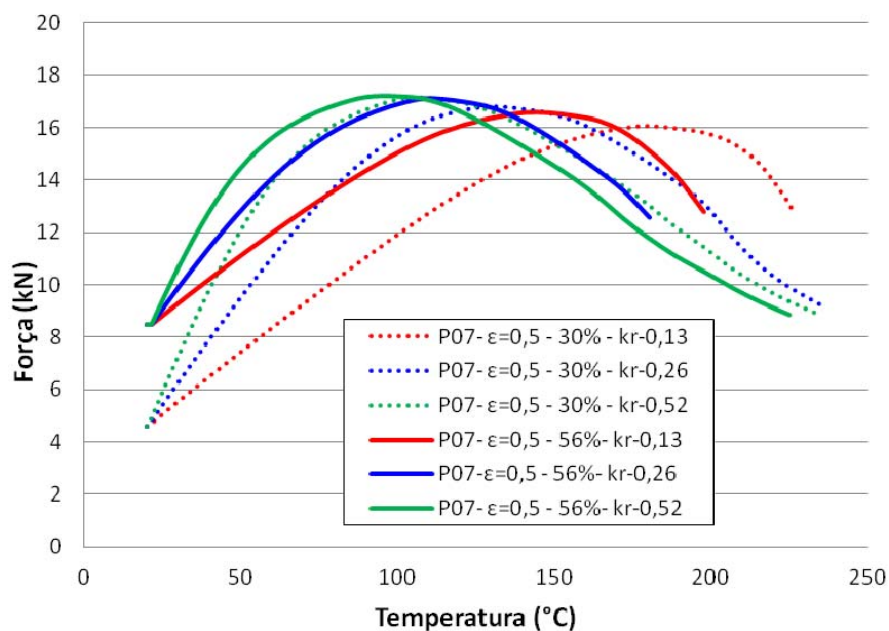


Figura 5.41 – Relação *força x temperatura* para as diferentes combinações de parâmetros: *Modelo C-R com distribuição de temperatura não uniforme*

Uma particularidade dos modelos investigados nesse item foi a identificação do ramo descendente da curva *força vs tempo*. Esse comportamento não foi verificado nos modelos anteriormente analisados e até então não se tinha conhecimento da capacidade do modelo numérico construído em capturar essa informação.

Com os resultados do presente item, fica comprovada a capacidade do modelo de representar o ramo descendente da curva *força vs temperatura*, o que significa dizer que o modelo é capaz de representar o comportamento pós-crítico dos elementos.

5.5.4 Considerações finais

Conforme mencionado nos capítulos 3 e 4, é importante avaliar a influência da estrutura circundante ao pilar em estudos onde se busque investigar pilares de aço formados a frio em temperaturas elevadas tendo em vista que em situação de incêndio essa exerce papel importante sobre o comportamento mecânico desses elementos.

Embora preferível, nem sempre é possível obter um número satisfatório de informações sobre o comportamento de pilares a temperaturas elevadas com base em resultados de investigações experimentais, não apenas devido ao alto custo dessas investigações (ensaios e sistema de ensaio), mas especialmente devido ao tempo necessário para obter um número representativo de resultados de ensaios.

Outrossim, conforme se ressalta no capítulo 6, os métodos de cálculo simplificados disponíveis em procedimentos normativos para o dimensionamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio não consideram a influência da estrutura circundante aos pilares.

Em todo caso, estudos têm sido desenvolvidos para estabelecer formulações analíticas para elementos comprimidos com restrição axial as quais podem ser uma alternativa para suprir a necessidade dos métodos simplificados de cálculo. Entretanto essas formulações necessitam ser averiguadas com base em resultados experimentais ou com base em resultados numéricos confiáveis.

Nesse sentido, o uso de métodos avançados de cálculo é uma alternativa tecnicamente possível e economicamente viável. Desde que os modelos numéricos construídos nesse contexto representem de forma satisfatória os fenômenos físicos envolvidos, os mesmos podem ser utilizados para embasar formulações analíticas que

posteriormente podem ser implementadas em métodos simplificados de cálculo de procedimentos normativos.

No presente capítulo foi realizada uma investigação numérica sobre o comportamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio submetidos à compressão com restrição ao alongamento térmico. Com o uso da estratégia investigada foi possível prescrever numericamente a força de compressão resistente com razoável margem de erro em relação aos resultados experimentais obtidos no presente trabalho. Por outro lado, o modelo apresentou algumas limitações para reproduzir de forma satisfatória outras informações de interesse. Segue um resumo com as potencialidades e limitações do modelo numérico construído.

Potencialidades dos modelos numéricos construídos

- a. *Mesmo para distribuições de temperatura simplificadas (uniforme e não uniforme) o modelo:*
 - Reproduziu satisfatoriamente a força de compressão resistente experimental
 - Reproduziu satisfatoriamente o tempo resistente obtido experimentalmente
 - Reproduziu satisfatoriamente a curva *força vs tempo* experimental

- b. *Com o uso da distribuição de temperatura não uniforme simplificada o modelo:*
 - Consegue obter o ramo descendente das curvas *força vs tempo* e *força vs temperatura* observado na investigação experimental dos elementos com extremidades rotuladas.
 - Tende a reproduzir de forma satisfatória a curva *força vs temperatura* tanto para elementos com extremidades engastadas como para aqueles com extremidades rotuladas.

Limitações dos modelos numéricos construídos

- a. *Tanto para distribuição de temperatura uniforme como para distribuição de temperatura não uniforme simplificada o modelo não conseguiu reproduzir de forma satisfatória a temperatura crítica.*

b. Ao se adotar de forma simplificada uma distribuição de temperatura uniforme o modelo:

- Não foi capaz de obter o ramo descendente da curva *força vs temperatura* experimentalmente observado nos ensaios dos elementos com extremidades rotuladas.

- Não conseguiu reproduzir de forma satisfatória a forma da curva *força vs temperatura* para elementos com extremidades rotuladas.

6.1 COMENTÁRIOS GERAIS

Nesse capítulo serão avaliados os procedimentos de cálculo simplificados propostos no texto de revisão da ABNT NBR 14323 (2012) bem como os procedimentos do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006) para a determinação da força de compressão resistente em temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio. Tal avaliação, como poderá ser constatada no decorrer do presente capítulo, se realiza com base na comparação entre os resultados experimentais dos elementos investigados no presente trabalho e valores da força de compressão resistente desses elementos obtidos por meio dos procedimentos supracitados.

De acordo com o método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012) a área efetiva de elementos sujeitos à instabilidade local deve ser determinada por meio da ABNT NBR 14762:2010. Nesse sentido, o procedimento de cálculo da ABNT NBR 14762:2010 também foi construído para, posteriormente, ser introduzido nos procedimentos da ABNT NBR 14323 (2012).

Da mesma maneira, para avaliar o uso do método simplificado de cálculo do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006) para o dimensionamento em temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio foi preciso construir o seu procedimento de cálculo da área efetiva à temperatura ambiente para, posteriormente, considerar a influência da temperatura por meio dos fatores de redução da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade.

Aspectos de interesse sobre os procedimentos da ABNT NBR 14323 (2012) pode ser encontrado no capítulo 3. Da mesma maneira, no apêndice E estão apresentados os procedimentos simplificados de cálculo da ABNT NBR 14762:2010 e do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006).

Seguem comentários e discussões sobre a avaliação dos procedimentos da ABNT NBR 14323 (2012) e do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006) para o dimensionamento em temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio.

6.2 PROCEDIMENTOS À TEMPERATURA AMBIENTE

Nesse item estão apresentados os resultados das forças de compressão resistentes em temperatura ambiente, obtidas para os elementos investigados por meio dos métodos de cálculo simplificados da ABNT NBR 14762:2010 e do EUROCODE 3 parte 1.3.

Tendo em vista que na investigação experimental realizada no presente trabalho não foram realizados ensaios à temperatura ambiente (devido à possibilidade de ocorrência de danos a algum elemento da estrutura de restrição do sistema de ensaio para os níveis de força a serem aplicados à temperatura ambiente), as forças aplicadas nos ensaios foram determinadas com base na força de compressão resistente determinada por meio do procedimento simplificado do Eurocode 3 parte 1.3 (2006).

Nesse sentido, uma verificação foi realizada para confirmar a consistência dos valores das forças aplicadas durante os ensaios. Essa verificação foi realizada por meio da comparação entre os resultados das forças de compressão resistentes obtidos por meio do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006) com aqueles obtidos via análises em elementos finitos realizadas no código computacional ANSYS v12.1.

Seguem as discussões sobre os resultados obtidos por meio dos métodos de cálculo simplificados da ABNT NBR 14762:2010 e do Eurocode 3 parte 1.3 (2006).

6.2.1 Método simplificado de cálculo – ABNT NBR 14762:2010

A tabela 6.1 mostra os resultados das forças de compressão resistentes obtidas por meio da ABNT NBR 14762:2010, considerando coeficientes de ponderação igual à unidade. Segundo essa tabela, a força de compressão resistente dos elementos à temperatura ambiente foi definida pela instabilidade global. Embora o procedimento da ABNT NBR 14762:2010 seja relacionado ao dimensionamento à temperatura ambiente, o mesmo apresenta resultados coerentes com os resultados experimentais do presente trabalho, os quais apontaram como modo de falha a perda de estabilidade global com posteriores efeitos localizados (mecanismo plástico) a meio vão dos elementos.

No que se refere às forças de compressão resistentes obtidas por meio da ABNT NBR 14762:2010, conforme resultados da tabela 6.1, as mesmas apresentaram concordância com aquelas obtidas via ANSYS para maioria dos elementos, a exceção dos elementos P05 e P06 cujos modelos elaborados no ANSYS apresentaram valores de forças de compressão resistentes demasiados superiores aos determinados por meio da ABNT NBR 14762:2010. Nesse sentido, entende-se que os resultados de força de compressão resistente, obtidos para os elementos investigados, são coerentes. A divergência entre os resultados numéricos e normativos dos elementos P05 e P06 com extremidades engastadas pode estar relacionada com a forma como foram modelados considerando, por simplificação, sua seção como solidarizada ou com alguma particularidade da solução numérica do modelo, tendo em vista que os modelos com extremidades rotuladas apresentaram resultados coerentes.

Tabela 6.1 – Resultados dos elementos à temperatura ambiente: ABNT NBR 14762:2010

Elemento	Seção	L_{ef} (mm)	A_g (cm ²)	A_{efL} (cm ²)	A_{efG} (cm ²)	NR_L (kN)	NR_{Dist} (kN)	NR_G (kN)	NR Ansys (kN)
P01 P02	C-E	1500	3,83	2,71	2,97	76,0	74,9	49,1	44,0
P07 P08	C-R	3000	3,83	2,71	3,68	76,0	74,9	18,0	17,2
P03 P04	I-E	1500	7,66	5,43	5,74	152,0	149,8	115,0	118,0
P09 P10	I-R	3000	7,66	5,43	6,82	152,0	149,8	52,3	48,0
P05 P06	2R-E	1500	14,67	9,07	9,41	254,0	286,9	228,6	267,0
P11 P12	2R-R	3000	14,67	9,07	10,52	254,0	286,9	166,9	176,0

L_{ef} – Comprimento efetivo (eixo de menor inércia) - Extremidades: R – Rotuladas, E – Engastadas

A_g – Área da seção bruta

A_{efL} – Área efetiva inerente à força de compressão resistente da seção (Instabilidade local)

A_{efG} – Área efetiva inerente à força de compressão resistente da barra (Instabilidade global)

NR_L – Força axial de compressão resistente associada à instabilidade local

NR_{Dist} – Força axial de compressão resistente associada à instabilidade distorcional

NR_G – Força axial compressão resistente associada à instabilidade global

6.2.2 Método simplificado de cálculo – EUROCODE 3 parte 1.3 (2006)

A tabela 6.2 mostra os resultados das forças de compressão resistentes obtidos por meio do EUROCODE 3 parte 1.3, considerando coeficientes de ponderação igual à unidade. Segundo a tabela 6.2, a força de compressão resistente dos elementos com

seção I e 2R à temperatura ambiente foi definida pela *instabilidade global*. Por sua vez, a força de compressão resistente dos elementos com seção C foi definida por *flexo compressão*, tendo em vista que para esses elementos, segundo o EUROCODE 3 parte 1.3, deve-se considerar o deslocamento do centróide efetivo.

Em todo caso, para elementos com seção C, ao se comparar os resultados da força de compressão resistente obtidos por meio do EUROCODE 3 parte 1.3 com aqueles obtidos via ANSYS, percebe-se que há maior concordância entre a força de compressão resistente referente ao modo global de flexão do que aquela referente ao modo de flexo compressão ambas determinadas por meio do EUROCODE 3 parte 1.3. Nesse sentido, deve-se atentar para esse detalhe ao se comparar os resultados obtidos em temperaturas elevadas.

Tendo em vista os aspectos citados no parágrafo anterior, a avaliação dos procedimentos normativos à temperatura ambiente se fez relevante, uma vez que o detalhe ressaltado no parágrafo supracitado poderia passar despercebido nas análises em temperaturas elevadas caso não fosse identificado nas análises comparativas à temperatura ambiente.

Tabela 6.2 – Resultados dos elementos à temperatura ambiente: EUROCODE 3 parte 1.3

Elemento	Seção	L_{ef} (mm)	A_g (cm ²)	A_{efC} (cm ²)	A_{efF} (cm ²)	$N_{c,R}$ (kN)	$N_{b,R}$ (kN)	N_{ER1} (kN)	N_{ER2} (kN)
P01 P02	C-E	1500	3,83	2,55	3,25	71,5	46,5	49,5	31,4
P07 P08	C-R	3000	3,83	2,55	3,25	71,5	17,5	49,5	14,4
P03 P04	I-E	1500	7,66	5,11	---	143,1	109,6	---	---
P09 P10	I-R	3000	7,66	5,11	---	143,1	51,1	---	---
P05 P06	2R-E	1500	14,67	8,65	---	242,3	219,7	---	---
P11 P12	2R-R	3000	14,67	8,65	---	242,3	161,0	---	---

L_{ef} – Comprimento efetivo (eixo de menor inércia) - Extremidades: R – Rotuladas, E – Engastadas

A_g – Área da seção bruta

A_{efC} – Área efetiva inerente à força de compressão resistente da seção transversal

A_{efF} – Área efetiva inerente à força resistente da barra à flexo compressão (devido ao deslocamento do centróide efetivo)

$N_{c,R}$ – Força de compressão resistente da seção transversal

$N_{b,R}$ – Força de compressão resistente da barra à flexão

N_{ER1} – Força resistente da seção transversal à flexo compressão ($\chi = 1$)

N_{ER2} – Força resistente da barra à flexo compressão ($\chi \leq 1$)

A tabela 6.3 mostra os resultados obtidos por meio da ABNT NBR 14762:2010, do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006) e via ANSYS(conforme tabela 5.2 do capítulo 5). É possível perceber que houve concordância entre as três prescrições para as forças de compressão resistentes dos elementos investigados, a menos dos elementos P05 e P06 conforme mencionado anteriormente. No que se refere às forças de compressão resistentes a temperatura ambiente obtidas por meio desses códigos normativos, tomando como referência os valores obtidos via ANSYS, o Eurocode 3 parte 1.3 (2006) foi mais conservador que a ABNT NBR 14762:2010, conforme resultados da tabela 6.3.

Tabela 6.3 – Comparação de resultados dos elementos à temperatura ambiente (ABNT NBR 14762:2010, Eurocode 3 parte 1.3 (2006) e ANSYS)

Elemento	Seção	L_{ef} (mm)	A_g (cm ²)	A_{efL} (cm ²)	A_{efC} (cm ²)	Prescrições (kN)		
						NBR	EC3 P1.3	ANSYS
P01 P02	C-E	1500	3,83	2,71	2,55	49,1	31,4* (46,5)	44,0
P07 P08	C-R	3000	3,83	2,71	2,55	18,0	14,4* (17,5)	17,2
P03 P04	I-E	1500	7,66	5,43	5,11	115,0	109,6	118,0
P09 P10	I-R	3000	7,66	5,43	5,11	52,3	51,1	48,0
P05 P06	2R-E	1500	14,67	9,07	8,65	228,6	219,7	267,0
P11 P12	2R-R	3000	14,67	9,07	8,65	166,9	161,0	176,0

NBR – valores obtidos de acordo com a ABNT NBR 14762:2010

EC3: P1.3 – valores obtidos de acordo com o Eurocode 3 parte 1.3

A_g – Área da seção bruta

A_{efC} – Área efetiva inerente à força de compressão resistente da seção – EC3: P1.3

A_{efL} – Área efetiva inerente à força de compressão resistente da seção – NBR 14762:2010

* valores obtidos para flexo compressão

(*) valores obtidos para flexão

6.3 PROCEDIMENTOS EM TEMPERATURAS ELEVADAS

Neste item estão apresentados os resultados das forças de compressão resistentes em temperaturas elevadas dos elementos investigados obtidas por meio dos métodos de cálculo simplificados da ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão) e do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006) com as modificações realizadas para levar em consideração os efeitos da elevação da temperatura sobre a força de compressão resistente dos elementos.

Outrossim, estão apresentadas as comparações entre os resultados desses procedimentos com aqueles obtidos experimentalmente. Algumas particularidades de cada procedimento, quando necessárias, serão ressaltadas nos itens que se seguem.

6.3.1 Método simplificado de cálculo – ABNT NBR 14323 (2012)

A descrição pormenorizada do método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012) foi realizada no capítulo 3. Para elementos sujeitos à instabilidade local o método prescreve o cálculo da força de compressão resistente de uma barra sujeita à instabilidade local pelas equações 3.30 ($N_{fi,Rd} = \chi \cdot k_{\sigma,\theta} \cdot A_{ef} \cdot f_y$) e 3.32 ($N_{fi,Rd} = \chi_{dist} \cdot k_{\sigma,\theta} \cdot A_g \cdot f_y$) apresentadas no capítulo 3, as quais são referentes aos estados limites últimos de instabilidade da barra como um todo e à instabilidade distorcional respectivamente.

Nas equações supracitadas (3.30 e 3.32), valem:

χ_{fi} , fator de redução da força de compressão resistente associado à instabilidade global;
 χ_{dist} , fator de redução da força de compressão resistente associado ao modo distorcional;
 A_{ef} , área efetiva da seção transversal dos elementos;
 A_g , área bruta da seção transversal dos elementos;
 $k_{\sigma,\theta}$, fator de redução da resistência ao escoamento;
 f_y , resistência ao escoamento do aço.

Segundo o método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012) a área efetiva (A_{ef} , conforme equação 3.30) de elementos sujeitos à instabilidade local deve ser determinada por meio da ABNT NBR 14762:2010. Por sua vez, segundo os procedimentos de cálculo da mesma ABNT NBR 14762:2010 a área efetiva deve ser determinada para dois estados limites últimos, a saber, (i) *Estado limite de escoamento da seção* e (ii) *Estado limite de instabilidade da barra*. Nesse sentido, a área efetiva em temperaturas elevadas foi calculada para esses dois estados limites.

No que se refere à força de compressão resistente referente ao modo distorcional (equação 3.32), a ABNT NBR 14323 (2012) prescreve que o cálculo do χ_{dist} deve ser realizado conforme prescrições da ABNT NBR 14762:2010.

Seguem os resultados das análises comparativas realizadas no presente trabalho. A tabela 6.4 apresenta os fatores de redução de resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade, os quais foram obtidos por interpolação linear conforme ressalva da ABNT NBR 14323 (2012). A tabela 6.5, por sua vez, apresenta os resultados das forças

de compressão resistentes obtidas por meio do método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012) para os elementos investigados experimentalmente no presente trabalho, considerando coeficientes de ponderação igual à unidade.

Tabela 6.4 – Fatores de redução: ABNT NBR 14323 (2012)

Seção	Elemento	θ_a (°C)	$k_{\sigma,\theta}$	$k_{E,\theta}$
C-E	P01-E	435,05	0,608	0,665
	P02-E	383,48	0,671	0,717
I-E	P03-E	362,23	0,699	0,738
	P04-E	338,9	0,729	0,761
2R-E	P05-E	408,33	0,640	0,692
	P06-E	458,23	0,580	0,642
C-R	P07-R	251,95	0,833	0,848
	P08-R	261,2	0,823	0,839
I-R	P09-R	408,3	0,640	0,692
	P10-R	369,97	0,689	0,730
2R-R	P11-R	504,03	0,521	0,588
	P12-R	432,22	0,611	0,668

θ_a – Temperatura média máxima de cada elemento
 $k_{\sigma,\theta}$ – Fator de redução da resistência ao escoamento
 $k_{E,\theta}$ – Fator de redução do módulo de elasticidade

Tabela 6.5 – Resultados dos elementos em temperaturas elevadas: ABNT NBR 14323 (2012)

Seção	Elemento	Tempo (min)	Máxima temperatura média (°C)	NR Exp. (kN)	NR _L (kN)	NR _{Dist} (kN)	NR _G (kN)	NR Exp/ NR _G
C-E	P01	5,38	435,05 (S3)	32,7	46,2	45,5	19,0	1,72
	P02	5,94	383,48 (S2)	33,7	51,1	50,3	20,9	1,61
C-R	P07	5,06	251,95 (S3)	15,3*	63,6	62,4	10,2	1,50
	P08	5,70	261,20 (S3)	14,3*	62,6	61,6	10,1	1,42
I-E	P03	7,18	362,23 (S2)	61,5	106,3	104,7	54,4	1,13
	P04	6,48	338,90 (S3)	58,8	110,8	109,2	56,7	1,04
I-R	P09	8,45	408,30 (S2)	38,5	97,3	95,9	22,3	1,73
	P10	7,27	369,97 (S3)	40,7	104,7	103,2	24,0	1,70
2R-E	P05	7,67	408,33 (S2)	75,0	162,5	183,6	115,6	0,65
	P06	8,10	458,23 (S2)	75,8	147,3	166,4	104,7	0,72
2R-R	P11	11,93	504,03 (S3)	70,8	132,3	149,5	57,3	1,24
	P12	13,40	432,22 (S3)	77,0	155,2	175,3	67,2	1,15

NR_{Exp} – Força de compressão resistente obtida experimentalmente

NR_L – Força axial de compressão resistente associada à instabilidade local

NR_{Dist} – Força axial de compressão resistente associada à instabilidade distorcional

NR_G – Força axial compressão resistente associada à instabilidade global

R – Extremidades Rotuladas, E – Extremidades Engastadas

Com base nos resultados apresentados por meio da tabela 6.5, é possível considerar, ainda que de forma preliminar, as seguintes observações quanto ao método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012):

1. Para elementos com **seção C** o método é conservador seja para elementos com extremidades **rotuladas ou engastadas**;
2. Para elementos com **seção I com extremidades engastadas** o método apresentou a melhor correlação com os resultados experimentais;
3. Para elementos com **seção I com extremidades rotuladas** o método é conservador;
4. Para elementos com **seção 2R com extremidades engastadas** o método é contra a segurança;
5. Para elementos com **seção 2R com extremidades rotuladas** o método o método é conservador;

Tendo em vista as observações supracitadas, percebe-se que em geral o método simplificado de cálculo da ABNT NBR 14323 (2012) esteve a favor da segurança, exceto para elementos com seção 2R e extremidades engastadas. Contudo, destaca-se que as expressões do referido método simplificado de cálculo, são aplicáveis aos casos de distribuição de temperatura não uniforme (caso da seção 2R) de elementos expostos ao incêndio-padrão. Entretanto, conforme resultados experimentais, os elementos com seção 2R foram expostos a uma curva de aquecimento diferente do incêndio-padrão.

Em todo caso, realizaram-se estudos exploratórios para tentar melhorar a concordância entre resultados experimentais e aqueles obtidos via método de cálculo simplificado. De acordo com a equação 3.30 três fatores podem ser alterados para levar em consideração a influência da temperatura na força de compressão resistente dos elementos: *(i) área efetiva, (ii) o fator de redução da força de compressão resistente (iii) e o fator de redução da resistência ao escoamento*. Seguem as considerações sobre as contribuições da alteração realizada em cada um dos parâmetros supracitados.

● **OPÇÃO 1 – Mudar o valor do fator de redução da resistência ao escoamento**

Muitos estudos apontam que os fatores de redução de resistência ao escoamento disponibilizado no EUROCODE 3 parte 1.2 (adotado pela ABNT NBR 14323) não estão adequados para representar a degradação de alguns tipos de aço em função da

elevação da temperatura. Outrossim, conforme ressaltado em Ranawaka e Mahendran (2009) esses fatores são mais severos para aços de baixa resistência do que para aqueles de alta resistência.

Nesse sentido, foi realizada a avaliação da força de compressão resistente dos elementos investigados no presente trabalho utilizando o procedimento da ABNT NBR 14323 (2012) e empregando fatores de redução de resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade apresentados em Dolamune e Mahendran (2011), os quais estão apresentados na tabela 6.6. Esses fatores de redução foram determinados para um aço da classe G250 e com corpos de provas de 1,55 mm de espessura, apresentando resistência ao escoamento à temperatura ambiente e espessuras próximas àquelas do aço dos elementos investigados experimentalmente no presente trabalho o qual foi da classe S280GD.

Tabela 6.6 – Fatores de redução: Aço G250 e $t=1,55$ mm
(Fonte: Dolamune e Mahendran (2011))

Temp. (°C)	$\sigma_{y,\theta} / \sigma_{y,20}$	$E_{,\theta} / E_{,20}$
20	1,000	1,000
100	0,951	0,937
200	0,935	0,786
300	0,640	0,697
400	0,492	0,627
500	0,323	0,397
600	0,226	0,304
700	0,127	0,122

$\sigma_{y,\theta}$ – Resistência ao escoamento a uma temperatura θ

$\sigma_{y,20}$ – Resistência ao escoamento à temperatura ambiente

$E_{,\theta}$ – Módulo de elasticidade a uma temperatura θ

$E_{,20}$ – Módulo de elasticidade à temperatura ambiente

t – espessura dos corpos de prova

Na tabela 6.7 apresentam-se os valores de fatores de redução obtidos para os elementos investigados no presente trabalho obtidos pela interpolação linear dos valores da tabela 6.6. No entanto, vale destacar que é possível obter os mesmos por meio das equações disponibilizadas em Dolamune e Mahendran (2011) as quais fornecem valores próximos àqueles obtidos por interpolação linear.

Na tabela 6.8 estão apresentados os resultados obtidos por meio do método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012) com utilização dos fatores de redução de resistência ao escoamento e módulo de elasticidade sugeridos em Dolamune e Mahendran (2011).

Tabela 6.7 – Fatores de redução do aço dos elementos
Conforme: Dolamune e Mahendran (2011)

Seção	Elemento	θ_a (°C)	$\sigma_{y,\theta} / \sigma_{y,20}$	$E_{,\theta} / E_{,20}$
C-E	P01-E	435,05	0,433	0,546
	P02-E	383,48	0,516	0,627
I-E	P03-E	362,23	0,548	0,653
	P04-E	338,9	0,582	0,670
2R-E	P05-E	408,33	0,478	0,608
	P06-E	458,23	0,394	0,493
C-R	P07-R	251,95	0,782	0,740
	P08-R	261,2	0,754	0,732
I-R	P09-R	408,3	0,478	0,608
	P10-R	369,97	0,536	0,648
2R-R	P11-R	504,03	0,319	0,393
	P12-R	432,22	0,438	0,553

θ_a – Temperatura média máxima de cada elemento

$\sigma_{y,\theta}$ – Resistência ao escoamento a uma temperatura θ

$\sigma_{y,20}$ – Resistência ao escoamento à temperatura ambiente

$E_{,\theta}$ – Módulo de elasticidade a uma temperatura θ

$E_{,20}$ – Módulo de elasticidade à temperatura ambiente

Tabela 6.8 – Resultados dos elementos em temperaturas elevadas: ABNT NBR 14323
(2012) com fatores de redução apresentados em Dolamune e Mahendran (2011)

Seção	Elemento	Tempo (min)	Máxima temperatura média (°C)	NR Exp. (kN)	NR _L (kN)	NR _{Dist} (kN)	NR _G (kN)	NR Exp/ NR _G
C-E	P01	5,38	435,05 (S3)	32,7	32,9	32,4	13,5	2,42
	P02	5,94	383,48 (S2)	33,7	39,2	38,7	16,1	2,09
C-R	P07	5,06	251,95 (S3)	15,3*	59,4	58,6	9,6	1,59
	P08	5,70	261,20 (S3)	14,3*	57,3	56,5	9,2	1,55
I-E	P03	7,18	362,23 (S2)	61,5	83,3	82,1	42,6	1,44
	P04	6,48	338,90 (S3)	58,8	88,5	87,2	45,3	1,30
I-R	P09	8,45	408,30 (S2)	38,5	72,7	71,6	16,6	2,32
	P10	7,27	369,97 (S3)	40,7	81,5	80,3	18,7	2,18
2R-E	P05	7,67	408,33 (S2)	75,0	121,4	137,1	86,3	0,87
	P06	8,10	458,23 (S2)	75,8	100,1	113	71,1	1,07
2R-R	P11	11,93	504,03 (S3)	70,8	81	91,5	35,1	2,02
	P12	13,40	432,22 (S3)	77,0	111,2	125,7	48,2	1,60

NR_{Exp} – Força de compressão resistente obtida experimentalmente

NR_L, NR_{Dist} e NR_G – Forças axiais de compressão resistentes associadas, respectivamente, à instabilidade local, à instabilidade distorcional e à instabilidade global

De acordo com os resultados das tabelas 6.5 e 6.8 ao utilizar os fatores de redução da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade apresentados em Dolamune e Mahendran (2011), em geral o método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012) se tornou ainda mais conservador, conforme se verifica pela relação NR_{Exp}/NR_G apresentadas nessas tabelas.

Isso se deve, dentre outros fatores, à metodologia do procedimento simplificado de cálculo dessa mesma norma. Tendo em vista que para os valores tabelados de $k_{E,\theta}$ e $k_{\sigma,\theta}$ a relação $(k_{E,\theta}/k_{\sigma,\theta})^{0.5}$ resulta sempre maior ou igual à unidade, de acordo com o método simplificado de cálculo da ABNT NBR 14323 (2012): (i) *a área efetiva é calculada em temperatura ambiente* e (ii) *o fator de redução da força de compressão resistente associado à instabilidade distorcional é calculado à temperatura ambiente*.

Essas duas considerações conduzem a determinação da força de compressão resistente ser quase que exclusivamente dependente de alterações no valor do fator de redução da resistência ao escoamento, conforme informações que se seguem as quais estão apresentadas de forma resumida na tabela 6.9.

1. *ABNT NBR 14323 (2012) (método de cálculo simplificado): área efetiva calculada à temperatura ambiente*
 - a. Sendo assim, a força de compressão resistente em temperaturas elevadas referente ao modo local passa a ser afetada apenas por alterações realizadas no valor de $k_{\sigma,\theta}$.
 - b. Sendo assim, a força de compressão resistente em temperaturas elevadas referente ao modo global passa a ser afetada apenas por alterações realizadas nos valores de $k_{\sigma,\theta}$ e χ_{fi} .
 - c. Por sua vez, χ_{fi} passa a ser função apenas de alterações realizadas no tamanho do comprimento efetivo tendo em vista que para elementos de aço formados a frio a relação $(k_{E,\theta}/k_{\sigma,\theta})^{0.5}$ resulta maior ou igual à unidade.
2. *ABNT NBR 14323 (2012) (método de cálculo simplificado): Fator de redução da força de compressão resistente associado à instabilidade distorcional calculado à temperatura ambiente*
 - a. Sendo assim, força de compressão resistente em temperaturas elevadas referente ao modo distorcional passa a ser afetada apenas por alterações realizadas no valor de $k_{\sigma,\theta}$.

Tabela 6.9 – Resumo da opção 1: Alteração no fator de resistência ao escoamento

Parâmetro	Ressalva	Observação
A_{efL}	$(k_{E,\theta}/k_{\sigma,\theta})^{0.5} \cong 1$ ($\sigma_{fi} = f_y$)	A força de compressão resistente em temperaturas elevadas referente ao modo local passa a ser afetada apenas por alterações realizadas no valor de $k_{\sigma,\theta}$. $NR_{L,fi} = A_{efL} \cdot f_y \cdot (k_{\sigma,\theta})$
A_{efG}	$(k_{E,\theta}/k_{\sigma,\theta})^{0.5} \cong 1$ ($\sigma_{fi} = \chi_{fi} \cdot f_y$)	A força de compressão resistente em temperaturas elevadas referente ao modo global passa a ser afetada apenas por alterações realizadas no valor de $k_{\sigma,\theta}$. χ_{fi} , passa a ser função apenas de alterações realizadas no tamanho do comprimento efetivo. $NR_{G,fi} = \chi_{fi} \cdot A_{efG} \cdot f_y \cdot (k_{\sigma,\theta})$
χ_{fi}	$(k_{E,\theta}/k_{\sigma,\theta})^{0.5} \cong 1$	
$\chi_{dist,fi}$	$(k_{E,\theta}/k_{\sigma,\theta})^{0.5} \cong 1$ ($\sigma_{cr,fi} = \sigma_{cr}$) \rightarrow ($\chi_{dist,fi} = \chi_{dist}$)	A força de compressão resistente em temperaturas elevadas referente ao modo distorcional passa a ser afetada apenas por alterações realizadas no valor de $k_{\sigma,\theta}$. $NR_{Dist,fi} = \chi_{dist,fi} \cdot A_g \cdot f_y \cdot (k_{\sigma,\theta})$

$NR_{L,fi}$ – Força axial de compressão resistente associada à instabilidade local – temp. elevadas
 $NR_{Dist,fi}$ – Força axial de compressão resistente associada à instabilidade distorcional – temp. elevadas
 $NR_{G,fi}$ – Força axial compressão resistente associada à instabilidade global - temp. elevadas
 A_{efL} – Área efetiva inerente à força de compressão resistente da seção (Instab. local) - temp. ambiente
 A_{efG} – Área efetiva inerente à força de compressão resistente da barra (Instab. global) - temp. elevadas
 σ_{fi} – Tensão máxima de compressão em temperatura elevada utilizada para cálculo da área efetiva
 $\sigma_{cr,fi}$ – Tensão crítica de instabilidade distorcional em temperaturas elevadas
 σ_{cr} – Tensão crítica de instabilidade distorcional à temperatura ambiente
 Nas equações $NR_{L,fi}$, $NR_{Dist,fi}$ e $NR_{G,fi}$ valem: (i) azul- parâmetros utilizados a temperatura ambiente (ii) preto – parâmetros que independem de $k_{\sigma,\theta}$ e $k_{E,\theta}$ e (iii) vermelho – fator de redução da resistência ao escoamento.

No que se refere ao cálculo do fator de redução da força de compressão resistente χ_{fi} , um aspecto merece atenção. Conforme equações 3.26 a 3.29 o fator de redução da força de compressão resistente χ_{fi} é função do parâmetro de esbeltez reduzido, $\lambda_{0,fi}$, dado pela equação 3.29. Essa expressão é uma simplificação da expressão original de $\lambda_{0,fi}$, equação 3.9, considerando $(k_{E,\theta}/k_{y,\theta})^{0.5}$ igual a 0,85. Ocorre, neste caso, que o valor de 0,85 atribuído na expressão de $\lambda_{0,fi}$ é referente à relação $(k_{E,\theta}/k_{y,\theta})^{0.5}$ obtida para fatores de redução de elementos de aço laminado a quente, conforme resultados apresentados na figura 6.1 (temperaturas entre 400 °C e 800 °C).

Entretanto, para elementos de aço formados a frio a relação $(k_{E,\theta}/k_{\sigma,\theta})^{0.5}$ resulta sempre maior que 0,85, conforme figura 6.2.

Ao se considerar o valor constante igual a 0,85 para a relação $(k_{E,\theta}/k_{\sigma,\theta})^{0.5}$ obtêm-se parâmetros de esbeltez reduzidos maiores que aqueles obtidos ao se considerar os valores tabelados de $k_{E,\theta}$ e $k_{\sigma,\theta}$ no cálculo do parâmetro de esbeltez reduzido em

temperatura elevada, aspecto esse que, conseqüentemente, conduz a resultados de forças de compressão resistentes inferiores àqueles que se obteria ao se considerar a relação $(k_{E,\theta}/k_{\sigma,\theta})^{0.5}$ obtida com os valores tabelados de $k_{E,\theta}$ e $k_{\sigma,\theta}$. Esse é um dos aspectos que conduziram a valores de força de compressão resistente mais conservadores em relação àqueles obtidos experimentalmente no presente trabalho, conforme tabela 6.5.

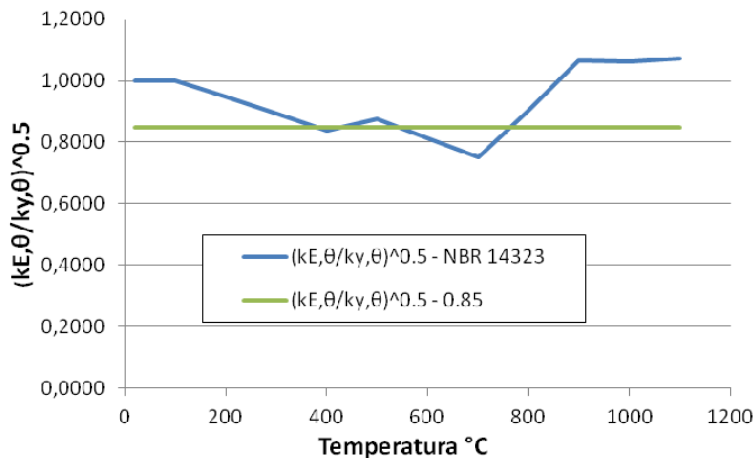


Figura 6.1 – ABNT NBR 14323 (2012): Relação $(k_{E,\theta}/k_{\sigma,\theta})^{0.5}$ vs temperatura: elementos de aço laminados a quente

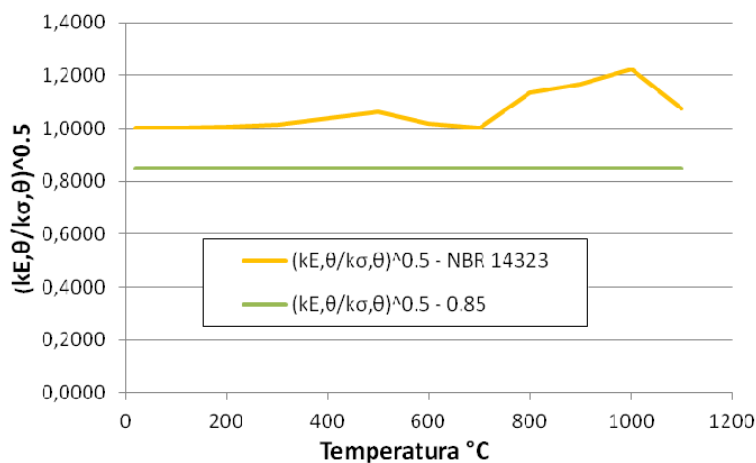


Figura 6.2 – ABNT NBR 14323 (2012): Relação $(k_{E,\theta}/k_{\sigma,\theta})^{0.5}$ vs temperatura: elementos de aço formados a frio

● **OPÇÃO 2** – Alterar procedimento de cálculo da área efetiva, com base em:

- considerar $\sigma_{fi} = (k_{\sigma,\theta}) \cdot f_y$ (modo local)
- considerar $\sigma_{fi} = \chi_{fi} \cdot (k_{\sigma,\theta}) \cdot f_y$ (modo global)
- considerar $k_{E,\theta}$ e $k_{\sigma,\theta}$ no cálculo de $\sigma_{cr,dist}$
- considerar $k_{E,\theta}$ e $k_{\sigma,\theta}$ no cálculo de $\lambda_{0,fi}$

A tabela 6.10 mostra os resultados obtidos para os valores de forças de compressão resistentes obtidas por meio do método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012) com as modificações propostas por meio da **Opção 2**. Ao se comparar os resultados da tabela 6.5 com os resultados da tabela 6.10, se nota que:

- (i) *Para os elementos com seção C as modificações ajudaram a diminuir o conservadorismo dos resultados obtidos pelo método simplificado de cálculo da norma, tanto para elementos com extremidades rotuladas como aqueles com extremidades engastadas.*
- (ii) *Por outro lado, para os elementos com seção 2R os resultados passaram a serem mais ainda contra a segurança para elementos com extremidades engastadas enquanto que aqueles com extremidades rotuladas passaram da condição de conservadorismo para a condição de estarem contra a segurança.*
- (iii) *Para elementos com seção I com extremidades engastadas, os resultados deixaram de ser conservadores para serem contra a segurança, enquanto que para os elementos com extremidades rotuladas as modificações diminuíram o nível de conservadorismo.*

Tabela 6.10 – Resultados dos elementos a altas temperaturas: ABNT NBR 14323 (2012) com modificações propostas na opção 2

Seção	Elemento	Tempo (min)	Máxima temperatura média (°C)	NR Exp. (kN)	NR _L (kN)	NR _{Dist} (kN)	NR _G (kN)	NR Exp/NR _G
C-E	P01	5,38	435,05 (S3)	32,7	46,9	47,28	23,6	1,39
	P02	5,94	383,48 (S2)	33,7	51,6	51,7	25,7	1,31
C-R	P07	5,06	251,95 (S3)	15,3*	63,5	62,9	13,5	1,13
	P08	5,70	261,20 (S3)	14,3*	62,7	62,1	13,3	1,08
I-E	P03	7,18	362,23 (S2)	61,5	112,9	107,1	67,2	0,92
	P04	6,48	338,90 (S3)	58,8	116,9	111,2	69,3	0,85
I-R	P09	8,45	408,30 (S2)	38,5	104,9	99,1	31,4	1,23
	P10	7,27	369,97 (S3)	40,7	111,5	105,8	33	1,23
2R-E	P05	7,67	408,33 (S2)	75,0	165,9	189,7	128,1	0,59
	P06	8,10	458,23 (S2)	75,8	151,2	173,6	118,5	0,64
2R-R	P11	11,93	504,03 (S3)	70,8	136,5	157,2	78,6	0,90
	P12	13,40	432,22 (S3)	77,0	158,8	182	86	0,90

NR_{Exp} – Força de compressão resistente obtida experimentalmente

NR_L – Força axial de compressão resistente associada à instabilidade local

NR_{Dist} – Força axial de compressão resistente associada à instabilidade distorcional

NR_G – Força axial compressão resistente associada à instabilidade global

- **OPÇÃO 3 – Considerar o deslocamento do centróide efetivo**

A ABNT NBR 14323 (2012) não exige que o cálculo da força de compressão resistente seja realizado considerando o deslocamento do centróide efetivo da seção transversal dos elementos. Entretanto, tendo em vista que a consideração do deslocamento do centróide efetivo conduziria a resultados de força de compressão resistente inferiores àqueles obtidos para o modo de flexão, o qual foi dominante para todos os elementos, isso aumentaria o conservadorismo dos resultados dos elementos com *seção C*, nas quais seria possível considerar a questão do deslocamento do centróide efetivo.

Nesse sentido, a hipótese de considerar o deslocamento do centróide efetivo para determinar a forças resistentes de elementos comprimidos em temperaturas elevadas utilizando o procedimento da ABNT NBR 14323 (2012), embora possa ser relevante, para os elementos investigados não ajudaria a melhorar a relação entre os resultados experimentais e aqueles obtidos pelo método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012).

- **OPÇÃO 4 – Alterar o fator de redução da força de compressão resistente associado à instabilidade global**

De acordo com os resultados, para melhorar a concordância entre os resultados experimentais do presente trabalho e aqueles obtidos pelo método simplificado de cálculo da ABNT NBR 14323 (2012), além de considerar a relação $(k_{E,\theta}/k_{\sigma,\theta})^{0.5}$ obtida com os valores medidos para $k_{E,\theta}$ e $k_{\sigma,\theta}$, passa a ser interessante adotar curvas de dimensionamento à compressão distintas para cada tipo de seção, ou seja, adotar múltiplas curvas de dimensionamento à compressão.

6.3.1.1 Sobre a avaliação do comprimento efetivo em temperaturas elevadas

Uma questão que merece atenção diz respeito ao comprimento efetivo em temperaturas elevadas. Segundo o método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012), o comprimento efetivo em temperaturas elevadas deve ser determinado conforme figura 6.3, onde se apresentam modos de deformação e comprimentos efetivos à temperatura ambiente e em temperaturas elevadas.

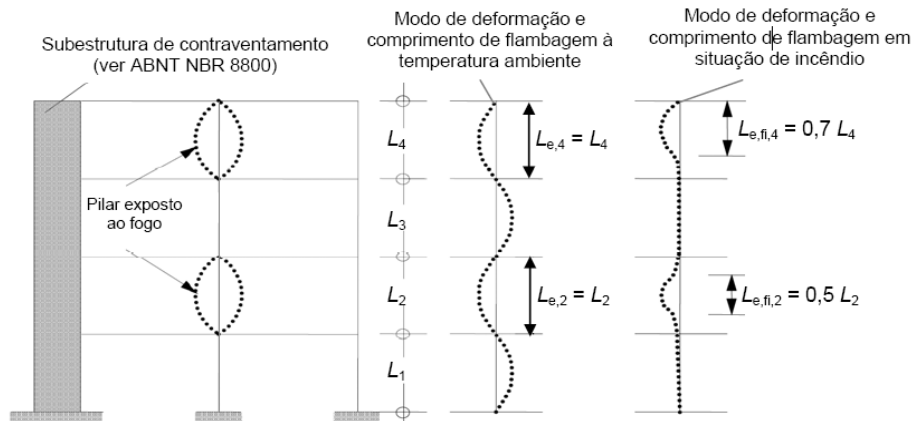


Figura 6.3 – Comportamento de pilares em estruturas de pequena deslocabilidade
Fonte: ABNT NBR 14323 (2012)

De acordo com a figura 6.3, para os pilares, tem-se que:

→ Para pilares de pavimento intermediários: $L_{ef} = 1,0L$ à temperatura ambiente (apoio-apoio) e $L_{ef,fi} = 0,5L$ em temperaturas elevadas (engaste-engaste)

→ Para pilares do último pavimento: $L_{ef} = 1,0L$ à temperatura ambiente (apoio-apoio) e $L_{ef,fi} = 0,7L$ em temperaturas elevadas (engaste-apoio)

Na tabela 6.11 estão apresentados os resultados das forças de compressão resistentes obtidas à temperatura ambiente e em temperaturas elevadas para os elementos sobre apoios rotulados investigados no presente trabalho.

Tabela 6.11 – Resultados comparativos: NBR 14762:2010 e NBR 14323 (2012)

Seção	Elemento	NR_L (kN)	$NR_{L,fi}$ (kN)	NR_{Dist} (kN)	$NR_{Dist,fi}$ (kN)	NR_G (kN)	$NR_{G,fi}^1$ (kN)	$NR_{G,fi}^2$ (kN)
C-R	P07	76,0	63,6	74,9	62,4	18,0	10,2	26,0
	P08		62,6		61,6		10,1	25,7
I-R	P09	152,0	97,3	149,8	95,9	52,3	22,3	49,8
	P10		104,7		103,2		24,0	53,6
2R-R	P11	254,0	132,3	286,9	149,5	166,9	57,3	94,1
	P12		155,2		175,3		67,2	110,3

NR_L - Força axial de compressão resistente associada à instabilidade local - NBR 14762

$NR_{L,fi}$ - Força axial de compressão resistente associada à instabilidade local - NBR 14323

NR_{Dist} - Força axial de compressão resistente associada à instabilidade distorcional - NBR 14762

$NR_{Dist,fi}$ - Força axial de compressão resistente associada à instabilidade distorcional - NBR 14323

NR_G - Força axial compressão resistente associada à instabilidade global - NBR 14762

$NR_{G,fi}$ - Força axial compressão resistente associada à instabilidade global - NBR 14323

$NR_{G,fi}^1$ - considerando $L_{ef,fi} = 1,0.L_{ef} = 1,0.L$

$NR_{G,fi}^2$ - considerando $L_{ef,fi} = 0,5.L_{ef} = 0,5.L$

De acordo com os resultados da tabela 6.11, quando um elemento é considerado rotulado tanto em temperaturas elevadas como à temperatura ambiente, a força de compressão resistente em temperaturas elevadas é menor que aquela determinada à temperatura ambiente, resultado naturalmente esperado.

Por outro lado, quando um elemento é considerado rotulado à temperatura ambiente e engastado a temperaturas elevadas (prescrição da ABNT NBR 14323 (2012), conforme figura 6.3), para alguns elementos a força de compressão resistente a temperaturas elevadas é maior que aquela determinada em temperatura ambiente, conforme tabela 6.11.

De acordo com a tabela 6.12, os valores de força de compressão resistente em temperaturas elevadas calculados conforme método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012) chegam a resultar 44% maiores se comparados àqueles determinados à temperatura ambiente para os elementos com *seção C*. Para elementos com *seção I* essa diferença resulta bem menor, entretanto as forças de compressão resistentes à temperatura ambiente e em temperaturas elevadas ainda foram muito próximas. Para os elementos com *seção 2R* os resultados foram mais coerentes, com forças de compressão resistentes em temperaturas elevadas menores que à temperatura ambiente.

Tabela 6.12 – Comparação de resultados a altas temperaturas: ABNT NBR 14762:2010 e ABNT NBR 14323 (2012)

Seção	Elemento	NR _G (kN)	NR _{G,fi} ¹ (kN)	NR _{G,fi} ² (kN)	NR _{G,fi} ¹ / NR _G	NR _{G,fi} ² / NR _G
C-R	P07	18,0	10,2	26,0	0,57	1,44
	P08		10,1	25,7	0,56	1,43
I-R	P09	52,3	22,3	49,8	0,43	0,95
	P10		24,0	53,6	0,46	1,02
2R-R	P11	166,9	57,3	94,1	0,35	0,57
	P12		67,2	110,3	0,40	0,66

NR_G - Força axial compressão resistente associada à instabilidade global - NBR 14762

NR_{G,fi} - Força axial compressão resistente associada à instabilidade global - NBR 14323

NR_{G,fi}¹ - considerando L_{ef,fi} = 1,0.L_{ef} = 1,0.L

NR_{G,fi}² - considerando L_{ef,fi} = 0,5.L_{ef} = 0,5.L

A tabela 6.13 mostra um estudo comparativo que ajuda a compreender os aspectos citados no parágrafo anterior.

Tabela 6.13 – Comparação de resultados: ABNT NBR 14762:2010 e ABNT NBR 14323 (2012)

Seção	Elem.	A_{efG} (cm ²)	A_{efG2} (cm ²)	χ	χ_{fi2}	$\chi \cdot A_{ef}$	$\chi_{fi2} \cdot A_{ef2}$	$k_{\sigma,0}$	$\chi_{fi2} \cdot A_{ef2} \cdot k_{\sigma,0}$
C-R	P07	3,68	3,28	0,174	0,34	0,64	1,12	0,833	0,93
	P08							0,823	0,92
I-R	P09	6,82	6,25	0,274	0,44	1,87	2,75	0,64	1,76
	P10							0,689	1,89
2R-R	P11	10,52	10,23	0,567	0,63	5,96	6,44	0,521	3,36
	P12							0,611	3,94

A_{efG} – Área efetiva a temperatura ambiente - NBR 14762 - $L_{ef} = 1,0 \cdot L$

A_{efG2} – Área efetiva a temperatura elevada - NBR 14323 - $L_{ef} = 0,5 \cdot L$

$k_{\sigma,0}$ – Fator de redução da resistência ao escoamento - NBR 14323

χ – Fator de redução da força de compressão resistente à temperatura ambiente - NBR 14762

χ_{fi2} – Fator de redução da força de compressão resistente em temperaturas elevadas - NBR 14323

De acordo com os resultados da tabela 6.13, o fato de se ter alcançado forças de compressão resistentes maiores em temperaturas elevadas do que à temperatura ambiente pode ser entendido ao se analisar os parâmetros envolvidos nas equações E.6 ($N_{c,Rd} = \chi \cdot A_{ef} \cdot f_y / \gamma$) e 3.30 ($N_{fi,Rd} = \chi \cdot k_{\sigma,0} \cdot A_{ef} \cdot f_y$), apresentadas no apêndice E e capítulo 3 respectivamente, as quais definem as forças de compressão resistentes à temperatura ambiente e em temperaturas elevadas conforme os métodos de cálculo simplificados das normas ABNT NBR 14762:2010 e ABNT NBR 14323 (2012).

Ao utilizar a recomendação da ABNT NBR 14323 (2012), um elemento rotulado à temperatura ambiente, passa a apresentar fator de redução da força de compressão resistente (χ_{fi}) maior em temperaturas elevadas tendo em vista, dentre outros fatores, que seu comprimento efetivo L_{ef} é menor nessa condição conforme figura 6.3. Consequentemente, como a tensão máxima de compressão utilizada para calcular a área efetiva para o modo global é igual a $\chi_{fi} \cdot f_y$, tal fato conduz a áreas efetivas menores em temperaturas elevadas, conforme se verifica por meio de análise da tabela 6.13, fazendo uma comparação entre os valores de A_{efG} e A_{efG2} .

Em todo caso, a diferença entre as áreas efetivas à temperatura ambiente e em temperaturas elevadas não foi tão significativa quanto a diferença entre os fatores de redução da força de compressão resistente, conforme se verifica na tabela 6.13. Esse aspecto foi relevante para que alguns dos elementos rotulados investigados alcançassem

forças de compressão resistentes em temperaturas elevadas maiores que aquelas verificadas à temperatura ambiente.

No que se refere aos elementos com **seção C** rotulados (P07, P08), os mesmos apresentaram temperaturas críticas baixas e, portanto, os fatores de redução de resistência ao escoamento foram próximos à unidade, conforme resultados apresentados na tabela 6.13. Conforme aspectos mencionados anteriormente, $A_{efG2} \sim A_{efG}$ e $\chi_{fi} \sim 2 \cdot \chi$ (ver tabela 6.13). Nesse sentido, o produto $\chi_{fi} \cdot A_{ef} \cdot k_{\sigma, \theta}$, parcela referente à determinação da força de compressão resistente dos elementos em temperatura elevadas foi maior que $\chi \cdot A_{ef}$, parcela essa referente à determinação da força de compressão resistente desses elementos a temperatura ambiente.

Para os elementos com **seção I** rotulados (P09 e P10), os fatores de redução de resistência (função do comprimento efetivo), aumentaram em 60% em temperaturas elevadas ao passar o elemento da condição de apoio rotulado para engaste ($\chi_{fi} \sim 1,6 \cdot \chi$). Como $A_{efG2} \sim A_{efG}$, para esses elementos, o produto $\chi_{fi} \cdot A_{ef} \cdot k_{\sigma, \theta}$, foi próximo de $\chi \cdot A_{ef}$, tendo em vista que para esses elementos o fator de redução da resistência ao escoamento $k_{\sigma, \theta}$ apresentou valores de médio a elevado. Por sua vez, os elementos com seção 2R sobre apoios rotulados, além de apresentarem áreas efetivas similares à temperatura ambiente e em temperaturas elevadas, também apresentaram similaridade entre os fatores de redução da força de compressão resistente para essas duas condições.

Nesse sentido, a diferença entre o produto $\chi_{fi} \cdot A_{ef} \cdot k_{\sigma, \theta}$ e $\chi \cdot A_{ef}$, referente à determinação da força de compressão resistente dos elementos em temperatura elevadas e à temperatura ambiente, respectivamente, ficou por conta do fator de redução da resistência ao escoamento. Nesse sentido, para esses elementos, o produto $\chi_{fi} \cdot A_{ef} \cdot k_{\sigma, \theta}$ foi menor que $\chi \cdot A_{ef}$ e, naturalmente, as forças de compressão resistentes desses elementos em temperaturas elevadas foram menores que aquelas obtidas à temperatura ambiente. Os resultados das análises realizadas apontam a importância do comprimento efetivo a temperaturas elevadas no cálculo da força de compressão resistente para essa condição.

É interessante notar que a mudança nos comprimentos efetivos está diretamente atrelada à redução da rigidez do material na região próxima às extremidades dos elementos (região próxima às ligações). Sendo assim, para elementos que atinjam baixos valores de temperatura crítica, a condição de vinculação pode não ser tão afetada e, nesse sentido, não haveria uma mudança tão acentuada nos comprimentos efetivos desses elementos. Em todo caso, esse é um aspecto que merece maiores investigações.

6.3.2 Método simplificado de cálculo – EUROCODE 3 parte 1.3 (2006)

A descrição pormenorizada do método de cálculo simplificado do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006) está apresentada no apêndice E.

Segundo o método de cálculo simplificado do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006), para elementos comprimidos deve-se realizar as seguintes verificações: (i) *resistência da seção* (ii) *resistência da barra (flexão, torção e flexo torção)* e (iii) *resistência à flexo compressão (seção e barra)*. Essas verificações devem ser realizadas considerando as propriedades da seção efetiva (área, momento de inércia e módulo elástico).

Nesse sentido, foi considerada a degradação das propriedades do aço por meio da aplicação dos fatores de redução do EUROCODE 3 parte 1.2 (2005) nas equações do método de cálculo simplificado do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006), permutando f_y por $f_{y\theta}$ e E por E_θ , sendo $f_{y\theta}$ e E_θ a resistência ao escoamento do aço e módulo de elasticidade a temperaturas elevadas, conforme equações 5.1 e 5.2.

$$f_{y\theta} = k_{\sigma,\theta} f_y \quad (5.1)$$

$$E_\theta = k_{E\theta} E \quad (5.2)$$

Na tabela 6.14 estão apresentados os resultados das forças de compressão resistentes obtidos por meio do procedimento simplificado do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006) considerando a degradação das propriedades do aço por meio dos fatores de redução da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade.

Tabela 6.14 – Resultados dos elementos a altas temperaturas: EUROCODE 3 parte 1.3 (2006) com alteração das propriedades do aço por meio de $K_{\sigma,\theta}$ e $K_{E\theta}$.

Seção/ Elemento	Tempo (min)	(°C)	NR Exp. (kN)	$N_{c,R}$ (kN)	$N_{b,R}$ (kN)	N_{ER1} (kN)	N_{ER2} (kN)	Exp/ EC3	
C-E	P01	5,38	435,05 (S3)	32,7	48,0	31,1	35,4	22,2	1,47
	P02	5,94	383,48 (S2)	33,7	51,9	33,6	37,8	23,7	1,42
C-R	P07	5,06	251,95 (S3)	15,3*	61,7	14,9	43,7	12,4	1,23
	P08	5,70	261,20 (S3)	14,3*	61,1	14,7	43,3	12,3	1,16
I-E	P03	7,18	362,23 (S2)	61,5	107,3	81,8	---	---	0,75
	P04	6,48	338,90 (S3)	58,8	110,9	84,5	---	---	0,70
I-R	P09	8,45	408,30 (S2)	38,5	100,1	35,4	---	---	1,09
	P10	7,27	369,97 (S3)	40,7	106,1	37,4	---	---	1,09
2R-E	P05	7,67	408,33 (S2)	75,0	176,4	159,1	---	---	0,47
	P06	8,10	458,23 (S2)	75,8	164,5	148,3	---	---	0,51
2R-R	P11	11,93	504,03 (S3)	70,8	152,4	98,3	---	---	0,72
	P12	13,40	432,22 (S3)	77,0	170,7	110,8	---	---	0,69

EC3 – igual à força resistente da barra à flexo compressão (N_{ER2}) para elementos com seção C

Os fatores de redução utilizados nas análises realizadas nesse item são os da tabela 6.4, (calculados por interpolação linear daqueles apresentados na ABNT NBR 14323 (2012) os quais foram extraídos do Eurocode 3 parte 1.2 (2005)).

De acordo com os resultados da tabela 6.14, pode-se enumerar as seguintes observações:

1. Para elementos com **seção C com extremidades engastadas** o método apresentou resultados com a maior margem de segurança;
2. Para elementos com **seção C com extremidades rotuladas** o método apresentou resultados com boa margem de segurança;
3. Para elementos com **seção I com extremidades engastadas** o método foi contra a segurança;
4. Para elementos com **seção I com extremidades rotuladas** o método apresentou resultados com pequena margem de segurança;
5. Para elementos com **seção 2R** o método foi contra a segurança sejam elementos **com extremidades engastadas ou rotuladas**;

Tendo em vista as observações supracitadas e resultados da tabela 6.14, houve uma grande dispersão entre os resultados das forças de compressão resistentes experimentais e aqueles obtidos por meio do método simplificado de cálculo do EUROCODE 3 parte 1.3 com modificações das propriedades do aço por meio de fatores de redução. Outrossim, conforme tabela 6.14, os resultados apresentaram dependência do tipo de seção e das condições de vinculação. Nesse sentido, possíveis alterações a serem realizadas nesse método devem considerar, de alguma maneira, as particularidades de cada tipo de seção e, posteriormente, verificar sua conformidade para as diferentes condições de vinculação.

Em todo caso, para os elementos com **seção C** investigados no presente trabalho, caso não se considere o deslocamento do centróide efetivo, a força de compressão resistente dos mesmos passaria a ser dada por $N_{b,R}$ em lugar de N_{ER2} . Assim sendo, os resultados normativos se tornariam mais próximos dos experimentais conforme se verifica ao se comparar os resultados apresentados na tabela 6.15, onde se considerou como esforço resistente $N_{b,R}$ (compressão simples), com aqueles apresentados na tabela 6.14, onde se considerou como esforço resistente N_{ER2} (flexo compressão).

Tabela 6.15 – Resultados a altas temperaturas: Elementos com seção C - Eurocode 3 parte 1.3 (2006) com alteração das propriedades do aço por meio de $K_{\sigma,\theta}$ e $K_{E\theta}$.

Seção/ Elemento	Tempo (min)	(°C)	NR Exp. (kN)	$N_{c,R}$ (kN)	$N_{b,R}$ (kN)	N_{ER1} (kN)	N_{ER2} (kN)	Exp/ EC3	
C-E	P01	5,38	435,05 (S3)	32,7	48,0	31,1	35,4	22,2	1,05
	P02	5,94	383,48 (S2)	33,7	51,9	33,6	37,8	23,7	1,00
C-R	P07	5,06	251,95 (S3)	15,3*	61,7	14,9	43,7	12,4	1,03
	P08	5,70	261,20 (S3)	14,3*	61,1	14,7	43,3	12,3	0,97

EC3 – igual à força de compressão resistente da barra à flexão ($N_{b,R}$) para elementos com seção C

Referente à determinação do esforço de compressão resistente utilizando o método simplificado de cálculo do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006), os fatores que podem ser alterados para levar em consideração a influência da temperatura na força de compressão resistente dos elementos são:

- (i) O cálculo da área efetiva (A_{eff});
- (ii) Fator de redução da resistência ao escoamento do aço ($K_{\sigma,\theta}$).
- (iii) Fator de redução da força de compressão resistente da barra (χ);

O cálculo da área efetiva do EUROCODE 3 parte 1.3 é realizado por meio do método das larguras efetivas. Trata-se de um procedimento consagrado nos meios técnico e científico e, portanto, não é plausível realizar grandes modificações no método, a menos que se tenham evidências experimentais indicando que as larguras efetivas sejam sobremaneira alteradas em temperaturas elevadas.

Uma opção (ou alternativa) seria realizar o cálculo da área efetiva por meio do método da área efetiva, procedimento existente para temperatura ambiente o qual pode ser desenvolvido para temperaturas elevadas. Em todo caso, como se trata de uma opção que foge à alçada do presente trabalho, essa não será aqui abordada. Contudo, à temperatura ambiente, esse procedimento fornece resultados próximos àqueles obtidos pelo método da largura efetiva. Nesse sentido, prevê-se que seu uso com a formatação atual não traria grandes contribuições.

A opção de alterar os valores dos fatores de resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade foi avaliada no item 6.3.1. Conforme resultados apresentados no item 6.3.1, de forma geral, para os elementos investigados no presente trabalho não foi possível melhorar a concordância dos resultados experimentais com aqueles obtidos por

meio de procedimento normativo. Segundo as análises realizadas no item 6.3.1 os resultados melhoram a concordância para alguns elementos, porém, por outro lado, torna os resultados contra a segurança para outros elementos.

Tendo em vista os aspectos supracitados, a opção de alterar os valores dos fatores de resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade não foi avaliada para o método de cálculo simplificado do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006).

Com relação ao fator de redução da força de compressão resistente das barras, o EUROCODE 3 parte 1.3 já considera, por meio do parâmetro α (fator de imperfeição), diferentes curvas de dimensionamento à compressão para tipos diferentes de seção e respectivos eixos principais de inércia. Entretanto esse parâmetro foi estabelecido para temperatura ambiente.

Nesse sentido, uma avaliação foi realizada utilizando a curva de dimensionamento à compressão do EUROCODE 3 parte 1.2 (2005). Para temperaturas elevadas, o EUROCODE 3 parte 1.2 sugere uma equação que define o parâmetro α (fator de imperfeição) em função de f_y e o parâmetro Φ utilizado na equação do fator de redução da força de compressão resistente χ_{fi} é definido conforme equação 3.7. A tabela 6.16 mostra os resultados da investigação realizada.

Tabela 6.16 – Resultados dos elementos a altas temperaturas - Eurocode 3 parte 1.3 (2006) com alteração das propriedades do aço por meio de $K_{\sigma,\theta}$ e $K_{E\theta}$ e com curva de dimensionamento à compressão conforme Eurocode 3 parte 1.2 (2005)

Seção/ Elemento	Tempo (min)	(°C)	NR Exp. (kN)	$N_{c,R}$ (kN)	$N_{b,R}$ (kN)	N_{ER1} (kN)	N_{ER2} (kN)	Exp/ EC3	
C-E	P01	5,38	435,05 (S3)	32,7	48	24,5	35,4	18,2	1,80
	P02	5,94	383,48 (S2)	33,7	51,9	26,4	37,8	19,4	1,74
C-R	P07	5,06	251,95 (S3)	15,3*	61,7	12,8	43,7	10,8	1,42
	P08	5,70	261,20 (S3)	14,3*	61,1	12,7	43,3	10,7	1,34
I-E	P03	7,18	362,23 (S2)	61,5	107,3	64,9	---	---	0,95
	P04	6,48	338,90 (S3)	58,8	110,9	67	---	---	0,88
I-R	P09	8,45	408,30 (S2)	38,5	110,1	44,5	---	---	0,87
	P10	7,27	369,97 (S3)	40,7	106,1	47	---	---	0,87
2R-E	P05	7,67	408,33 (S2)	75,0	176,4	133,1	---	---	0,56
	P06	8,10	458,23 (S2)	75,8	164,5	124,1	---	---	0,61
2R-R	P11	11,93	504,03 (S3)	70,8	152,4	77,2	---	---	0,92
	P12	13,40	432,22 (S3)	77,0	170,7	87	---	---	0,89

EC3 – igual à força resistente da barra à flexo compressão (N_{ER2}) para elementos com seção C

Ao se comparar os resultados da tabela 6.16 com aqueles da tabela 6.14 pode-se enumerar as seguintes observações com relação ao uso da curva de dimensionamento à compressão do EUROCODE 3 parte 1.2 (2005) para avaliar o uso em temperaturas elevadas do procedimento simplificado de cálculo do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006):

- (i) *Para os elementos com seção C com o uso da curva de dimensionamento à compressão do Eurocode 3 parte 1.2 aumentou-se o conservadorismo dos resultados obtidos pelo método simplificado de cálculo do EUROCODE 3 parte 1.3, tanto para elementos com extremidades rotuladas como engastadas.*

- (ii) *Para elementos com seção I com extremidades engastadas, com o uso da curva de dimensionamento à compressão do EUROCODE 3 parte 1.2, diminuiu a diferença entre resultados experimentais e normativos, porém, os resultados obtidos pelo método simplificado de cálculo do EUROCODE 3 parte 1.3 ainda estiveram contra a segurança. Por outro lado, para aqueles com extremidades rotuladas, os resultados deixaram de ser conservadores e passaram a estar contra a segurança.*

- (iii) *Para elementos com seção 2R com extremidades rotuladas ou engastadas, com o uso da curva de dimensionamento à compressão do EUROCODE 3 parte 1.2 também diminuiu a diferença entre resultados experimentais e normativos, porém, os resultados obtidos pelo método simplificado de cálculo do EUROCODE 3 parte 1.3 ainda estiveram contra a segurança.*

Tendo em vista os aspectos anteriormente citados, para melhorar a concordância entre os resultados experimentais do presente trabalho com aqueles obtidos pelo método simplificado de cálculo do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006), além de considerar os fatores de redução $k_{E,\theta}$ e $k_{\sigma,\theta}$ em sua formulação original, os resultados sugerem que se faz necessário outras alterações no método. Por exemplo, poderiam ser realizadas alterações nos cálculos do fator de redução da força axial de compressão resistente e da força axial de flambagem elástica (considerando a restrição ao alongamento térmico).

6.3.3 Considerações finais

No que se refere ao dimensionamento de elementos de aço formados a frio submetidos à compressão, a atual formulação dos métodos simplificados de cálculo disponíveis nos códigos normativos é de certa forma limitada no que se refere à forma de considerar a influência da temperatura sobre a força de compressão resistente dos elementos estruturais.

Existem uma série de aspectos de interesse quanto ao comportamento a temperaturas elevadas dos elementos comprimidos (por exemplo, os efeitos da distribuição de temperatura não uniforme na seção e ao longo do comprimento e os efeitos da restrição ao alongamento térmico), porém nem todos podem ser representados a contento num método simplificado. Nesse sentido, tem sido difícil encontrar uma solução para viabilizar o uso desses procedimentos para o dimensionamento a altas temperaturas de elementos comprimidos.

A viabilidade de se realizar o dimensionamento em temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio por meio da consideração da degradação das propriedades do material (via fatores de redução de resistência ao escoamento e módulo de elasticidade) nos procedimentos de um método simplificado de cálculo a temperatura ambiente tem sido muito investigada. Todavia, até o presente momento nenhum consenso foi formulado quanto a essa metodologia.

No presente trabalho foi avaliado o método simplificado de cálculo da ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão) bem como a possibilidade de usar o método simplificado de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 (2006) juntamente com o uso dos fatores de redução do Eurocode 3 parte 1.2 (2005).

De acordo com a investigação realizada, em geral o método simplificado de cálculo da ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão) esteve a favor da segurança. Contudo, o método carece de maiores investigações para os casos de elementos com distribuição de temperatura não uniforme na seção.

Com relação ao Eurocode 3 parte 1.3 (2006), a estratégia investigada carece de modificações para melhor considerar os efeitos da temperatura sobre a força de compressão resistente de elementos de aço formados a frio. A dispersão entre os resultados experimentais e normativos foi grande e de acordo com os resultados, muitos elementos ficaram contra a segurança.

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

7

7.1 CONCLUSÕES

Dentro do contexto abordado ao longo dos *capítulos 2 e 3*, de maneira geral o estudo do comportamento de estruturas constituídas por elementos de aço formados a frio em situação de incêndio tem atraído a atenção de pesquisadores, fato perceptível pela quantidade de investigações experimentais e numéricas que têm sido direcionadas com vistas a um melhor entendimento do comportamento desse tipo de estruturas em situação de incêndio. Outro aspecto relevante é o crescente número de estudos que têm sido realizados para estabelecer um método de cálculo simplificado para o dimensionamento em temperaturas elevadas de estruturas compostas por esses elementos.

No âmbito dos estudos experimentais referente aos elementos comprimidos, é crescente o número de investigações realizadas. Entretanto o número de programas experimentais desenvolvidos até o presente momento ainda é pequeno, em especial com relação àqueles referentes a elementos comprimidos e com comprimentos efetivos próximos aos encontrados na prática da engenharia para pilares de edifícios.

No âmbito dos estudos com procedimentos normativos, as informações ainda não estão bem definidas quanto a um método de cálculo simplificado que possa ser utilizado para o dimensionamento em temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio submetidos à compressão. Os estudos que têm buscado avaliar o uso dos métodos de cálculo simplificados do EUROCODE 3 parte 1.2 e do EUROCODE 3 parte 1.3 para o dimensionamento de elementos de aço formados a frio comprimidos, ainda não alcançaram consenso quanto às modificações necessárias a serem realizadas

nesses procedimentos para que possam abranger, de forma satisfatória, o dimensionamento em temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio.

No que se refere ao método simplificado de cálculo proposto no texto da ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão), a avaliação de sua eficiência para o dimensionamento em temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio é um conhecimento que será construído ao longo do tempo. O número de pesquisadores ingressantes na área de segurança das estruturas em situação incêndio é crescente e naturalmente surgirão contribuições para a avaliação do método simplificado de cálculo proposto por essa norma.

7.2 CONCLUSÕES SOBRE O ESTUDO EXPERIMENTAL

A determinação experimental da força de compressão resistente em temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio considerando a influência da restrição ao alongamento térmico constituiu o principal objetivo dessa tese. Conforme apresentado no **capítulo 4**, um total de 12 ensaios de resistência ao fogo foi realizado em elementos de aço formados a frio comprimidos a altas temperaturas. A partir dos resultados experimentais, as seguintes conclusões podem ser tiradas:

- O dispositivo de ensaio utilizado no presente trabalho foi adequado para determinar a força de compressão resistente dos elementos. Elementos nominalmente iguais mostraram configurações deformadas e forças de compressão resistentes similares.
- É importante caracterizar as imperfeições geométricas quanto à sua forma e amplitude, tendo em vista que em temperaturas elevadas as mesmas também influenciam a força de compressão resistente dos elementos. O comportamento de alguns elementos investigados em temperaturas elevadas foi afetado pelas imperfeições geométricas iniciais.

- Para as condições de aquecimento dos ensaios, ou seja, total imersão dos elementos no fluxo de calor, os resultados experimentais apontam que a temperatura resistente dos elementos deve ser determinada com base nas medições realizadas em seções perto da meia altura do elemento, tendo em vista que, conforme os resultados dos ensaios, a distribuição da temperatura ao longo do comprimento dos elementos é não uniforme com valor máximo nesse trecho dos elementos.
- Quanto ao comportamento pós-crítico e determinação da temperatura resistente dos elementos, tem-se que:
 - Para os elementos com seção C, com extremidades rotuladas, os resultados indicam que há possibilidade de considerar temperatura resistente maior que a temperatura correspondente à instabilidade.
 - Para os elementos com seções I e 2R, com extremidades rotuladas, os resultados indicam que a temperatura correspondente à instabilidade é mais adequada para representar a temperatura resistente dos elementos.
 - Para os elementos, com extremidades engastadas, seja seção C, I ou 2R, os resultados indicam que a temperatura correspondente à instabilidade é mais adequada para representar a temperatura resistente dos elementos.

7.3 CONCLUSÕES SOBRE O ESTUDO NUMÉRICO

De modo a complementar o estudo experimental sobre o comportamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio submetidos à compressão com restrição ao alongamento térmico também foram realizadas, em caráter exploratório, investigações de cunho numérico. Conforme *capítulo 5*, no presente

trabalho se fez avaliar, como estratégia, a modelagem em temperaturas elevadas do comportamento de elementos de aço comprimidos com restrição ao alongamento axial.

As principais conclusões sobre os modelos numéricos construídos e sobre a investigação realizada foram:

- Os modelos numéricos construídos no presente trabalho foram eficientes para prescrever a força de compressão resistente em temperaturas elevadas considerando a influência da restrição ao alongamento térmico axial com uma pequena margem de erro em relação aos resultados experimentais do presente trabalho;
- Os modelos numéricos prescreveram razoavelmente bem o tempo resistente dos elementos investigados experimentalmente no presente trabalho;
- Os modelos numéricos não foram eficientes para prescrever as temperaturas resistentes dos elementos investigados experimentalmente no presente trabalho;
- A influência da distribuição de temperatura ao longo do comprimento sobre o comportamento dos elementos depende das condições de vinculação do elemento;
 - Para elementos com extremidades engastadas não houve influência do tipo de distribuição de temperatura ao longo do comprimento (uniforme ou não uniforme) sobre os resultados encontrados para a força de compressão resistente, para a temperatura resistente e para o tempo resistente.
 - Para elementos com extremidades rotuladas, não houve influência do tipo de distribuição de temperatura ao longo do comprimento (uniforme ou não uniforme) sobre os resultados encontrados para a força de compressão resistente. Por outro lado, verificou-se uma

grande diferença entre as temperaturas resistentes obtidas por meio de uma distribuição uniforme e não uniforme. Com a distribuição não uniforme os resultados foram mais coerentes com os resultados experimentais.

- Quanto à influência da intensidade da força inicial aplicada aos modelos sobre a força de compressão resistente alcançada conclui-se que:
 - A força de compressão resistente não foi função da força inicial aplicada. Para forças iniciais iguais a 30% e 50% do valor da força de compressão resistente à temperatura ambiente, as intensidades das forças de compressão resistentes obtidas em temperaturas elevadas foram praticamente iguais.

- Quanto à influência da restrição ao alongamento térmico sobre o comportamento térmico e mecânico dos modelos conclui-se que:
 - A força de compressão resistente não foi função do valor da restrição ao alongamento térmico. Para valores de k_r (relação entre rigidez do elemento e rigidez da restrição) iguais a 0,13, 0,26 e 0,52, a intensidade das forças de compressão resistentes praticamente obtidas não mudou.

 - A restrição ao alongamento térmico axial é relevante na determinação da temperatura resistente e do tempo resistente. Para menores valores de restrição ao alongamento térmico aumenta-se o tempo resistente e a temperatura resistente.

7.4 CONCLUSÕES SOBRE O ESTUDO NORMATIVO

A investigação de procedimentos de cálculo simplificados para o dimensionamento em temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio também foi objeto de estudo dessa tese.

Nesse sentido, conforme apresentado no *capítulo 6*, foram realizados dois estudos dirigidos onde se avaliaram o método de cálculo simplificado proposto na ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão) para elementos de aço sujeitos à instabilidade local e a possibilidade de adequar o método simplificado de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 (2006) para o dimensionamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio. Seguem as principais conclusões dos estudos realizados.

No que se refere ao método de cálculo simplificado proposto na ABNT NBR 14323 (2012) (projeto de revisão) para o dimensionamento de elementos comprimidos sujeitos à instabilidade local observou-se que:

- De maneira geral, o método prescreveu a intensidade das forças de compressão resistentes de forma satisfatória. Para os elementos investigados, os quais se enquadravam nas exigências do método de cálculo simplificado, as forças de compressão resistentes obtidas por meio do método simplificado de cálculo proposto foram sempre superiores aos resultados experimentais.
- É necessário avaliar os valores dos fatores de redução da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade para os aços encontrados no mercado brasileiro. As forças de compressão resistentes obtidas com os fatores de redução de resistência ao escoamento e módulo de elasticidade do EUROCODE 3 parte 1.2 (2005) (adotados pela ABNT NBR 14323) foram bem diferentes daquelas encontradas experimentalmente. Conforme mencionado no corpo do texto, estudos apontam que os fatores de redução de resistência ao escoamento disponibilizado no EUROCODE 3 parte 1.2 não está adequado para representar a degradação de alguns tipos de aço em função da elevação da temperatura.

- No que se refere ao cálculo do parâmetro de esbeltez reduzido, o uso do valor atualmente recomendado de 0,85 para computar a relação $(k_{E,\theta}/k_{y,\theta})^{0,5}$, embora não seja aquele que em média se obteria com os valores (tabelados) dos fatores de redução da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade referentes às seções sujeitas à instabilidade local, colaborou para aumentar a margem de segurança das forças de compressão resistentes obtidas por meio do método simplificado de cálculo em comparação àquelas obtidas experimentalmente.
- A determinação do comprimento efetivo em temperaturas elevadas conforme especificado no método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012) item 8.4.2.1.6 (recomendação para pilares contínuos) pode conduzir a resultados de forças de compressão resistentes maiores em temperaturas elevadas que à temperatura ambiente.
- Tendo em vista que o método simplificado forneceu forças de compressão resistentes com margens de segurança distintas para cada tipo de seção transversal, é interessante investigar o uso de múltiplas curvas de dimensionamento à compressão para o dimensionamento em temperaturas elevadas.

No que se refere ao estudo realizado com o método de cálculo simplificado do EUROCODE 3 parte 1.3 (2006) observou-se que:

- A estratégia de utilizar o método simplificado de cálculo do Eurocode 3 parte 1.3 (2006) para o dimensionamento em temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio, considerando os efeitos da temperatura por meio de fatores de redução da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade do Eurocode 3 parte 1.2 (2005) não prescreveu de forma satisfatória a intensidade das forças de compressão resistentes dos elementos investigados. A dispersão entre os resultados experimentais e normativos foi grande e de acordo com os resultados, muitos elementos ficaram contra a segurança.

- É interessante investigar a possibilidade de mudanças nas múltiplas curvas de dimensionamento à compressão atualmente utilizadas no método simplificado de cálculo do EUROCODE 3 parte 1.3, na tentativa de melhorar a concordância entre os resultados experimentais e normativos de forma individualizada para cada tipo de seção trasnversal.

7.5 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Ficam aqui como sugestões para trabalhos:

- Avaliação experimental da influência da restrição ao alongamento térmico para diferentes valores de força inicial (porcentagem da força de compressão resistente à temperatura ambiente).
- Avaliação experimental da influência da restrição ao alongamento térmico sobre o comportamento a temperaturas elevadas de elementos comprimidos para valores de rigidez da restrição diferentes daqueles investigados no presente trabalho.
- Avaliação experimental em separado da influência das restrições axial e rotacional ao alongamento térmico sobre o comportamento a temperaturas elevadas de elementos comprimidos.
- Avaliação do método de cálculo simplificado da ABNT NBR 14323 (2012) para elementos com outros tipos de seções transversais (cantoneiras, perfis U e seções tubulares).
- Avaliação do uso das modificações propostas no método de cálculo simplificado do Eurocode 3 parte 1.3 (2006) para elementos com outros tipos de seções transversais (cantoneiras, perfis U e seções tubulares).

- Investigar o uso de múltiplas curvas de dimensionamento à compressão para o dimensionamento a temperaturas elevadas de elementos de aço formados a frio submetidos à compressão.
- Determinação, com base em resultados experimentais, de fatores de redução de resistência ao escoamento e módulo de elasticidade a temperaturas elevadas para aços formados a frio utilizados na prática da engenharia brasileira e portuguesa.
- Análise numérica da influência conjunta das restrições axial e rotacional ao alongamento térmico sobre o comportamento a temperaturas elevadas de elementos comprimidos.
- Análise numérica da influência em separado das restrições axial e rotacional ao alongamento térmico sobre o comportamento a temperaturas elevadas de elementos comprimidos.
- Avaliação pormenorizada da influência da emissividade no comportamento térmico e termoestrutural de modelos numéricos de elementos de aço formados a frio comprimidos.
- Avaliação numérica comparativa entre as influências das distribuições de temperaturas uniforme e não uniforme no comportamento a temperaturas elevadas de elementos comprimidos com seções transversais diferentes daquelas investigadas no presente trabalho (cantoneiras, seção rack, perfis U e seções tubulares).
- Avaliação numérica da influência da restrição ao alongamento térmico sobre o comportamento a temperaturas elevadas de elementos comprimidos com seções transversais diferentes daquelas investigadas no presente trabalho, (cantoneiras, seção rack, perfis U e seções tubulares).

- Investigar experimentalmente o comportamento a temperaturas elevadas de:
 - Pilares curtos de aço formados a frio.
 - Elementos de aço formados a frio comprimidos (barras longas) revestidos com material de proteção contra fogo disponível no mercado.
 - Vigas de aço formado a frio revestidas ou não com material de proteção contra fogo.
 - Ligações parafusadas (parafusos roscados e autobrocantes) em estrutura de aço formado a frio revestidas ou não com material de proteção contra fogo.
 - Ligações soldadas em estrutura de aço formado a frio revestidas ou não com material de proteção contra fogo.
 - Elementos de aço formados a frio (vigas e pilares) com seção composta formada pela soldagem de perfis, revestidos ou não com material de proteção contra fogo.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALMEIDA, S.J.C. (2007). Análise numérica de perfis de aço formados a frio comprimidos considerando imperfeições geométricas iniciais. 206p. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.

AMERICAN SOCIETY TESTING AND MATERIALS (2000). ASTM E119 – Standard test methods for fire tests of building construction and materials. West Conshohocken, PA, USA.

ANSYS INC. (2009). *Ansys Release 12.1 - Documentation*.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2008). NBR 8800 - Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios. Rio de Janeiro.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2010). NBR 14762: Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio. Rio de Janeiro.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1999). NBR 14323 – Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio – Procedimento. Rio de Janeiro;

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2012). NBR 14323 – Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio – Procedimento – Projeto de revisão. Rio de Janeiro;

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2000). NBR 14432 – Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações – Procedimento. Rio de Janeiro;

BRITISH STANDARD INSTITUTION (BSI) (1990). British Standard BS 5950, Structural Use of Steelwork in Buildings, Part 8: Code of Practice for Fire Resistant Design, British Standard Institution, London.

BUCHANAN, A. (2002). Structural Design For Fire Safety. Ed.Wiley. 444 p.

CHODRAUI, G.M.B. Análise teórica e experimental de perfis de aço formados a frio submetidos à compressão. São Carlos, 2006. 294p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

CHUNG, K. F.; HO, H. C.; WANG, A. J.; AND YU, W. K. (2008). “Advances in Analysis and Design of Cold-Formed Steel Structures”. *Advances in Structural Engineering*, Vol. 11, No. 6, pp 615-632.

CROSTI, C. (2009). Structural Analysis of Steel Structures Under Fire Loading. *Acta Polytechnica* Vol. 49 No. 1/2009, pp 21-28.

DARYAN, A. S.; YAHYAI, M. (2009). Modeling of bolted angle connections in fire. *Fire Safety Journal*. 44: 976-988.

DING, Y.; WANG, M.; LI, Z-X.; HAO, H. (2012). Damage evaluation of the steel tubular column subjected to explosion and post-explosion fire condition. *Engineering Structures*, doi:10.1016/j.engstruct.2012.01.013.

DORR, J.B. (2010). Modelos numéricos de pilares de aço em situação de incêndio considerando a influência da restrição axial. 210p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.

EL-SAWY, T; GALAL, K. (2010). Effect of retrofit strategies on mitigating progressive collapse of steel frame structures. *Journal of Constructional Steel Research*, 66(4), pp 520-531.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (2002). EN 1991-1-2: Eurocode 1 – Basis of design and actions on structures. Part 1-2: Actions on structures – Actions on structures exposed to fire, final draft, Brussels.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (1993). ENV 1993-1-2: Eurocode 3 - Design of Steel Structures. Part 1.2: General rules – Structural fire design. Brussels.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (1995). ENV 1993-1-2: Eurocode 3 - Design of Steel Structures. Part 1.2: General rules – Structural fire design. Brussels.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (2001). Draft prENV 1993-1-2: Eurocode 3 - Design of Steel Structures. Part 1.2: General rules – Structural fire design. Brussels.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (1993). ENV 1993-1-3: Eurocode 3 - Design of Steel Structures. Part 1.3: General rules – Supplementary rules for cold-formed thin gauge members and sheeting Brussels, Belgium.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (1996). ENV 1993-1-3: Eurocode 3 - Design of Steel Structures. Part 1.3: General rules – Supplementary rules for cold-formed thin gauge members and sheeting Brussels, Belgium.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (2001). Draft prENV 1993-1-3: Eurocode 3 - Design of Steel Structures. Part 1.3: General rules – Supplementary rules for cold-formed thin gauge members and sheeting Brussels, Belgium.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (2006). 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.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (2005). EN 1993-1-2:2005 Eurocode 3 - Design of Steel Structures. Part 1-2: General rules – Structural Fire Design. Brussels.

FENG, M.; WANG, Y. C.; DAVIES, J. M. (2003a). 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: 571 - 594.

FENG, M.; WANG, Y. C.; DAVIES, J. M. (2003b). Thermal performance of cold-formed thin-walled steel panel systems in fire. *Fire Safety Journal*. 38: 365 - 394.

FENG, M.; WANG, Y. C.; DAVIES, J. M. (2003c). Structural behaviour of cold-formed thin-walled short steel channel columns at elevated temperatures. Part 1: experiments. *Thin-walled structures*. 41: 543 - 570.

FENG, M.; WANG, Y. C.; DAVIES, J. M. (2003d). Axial strength of cold-formed thin-walled steel channels under non-uniform temperatures in fire. *Fire Safety Journal*. 38: 679 - 707.

FENG, M.; WANG, Y. C.; DAVIES, J. M. (2004). A numerical imperfection sensitivity study of cold-formed thin-walled tubular steel columns at uniform elevated temperatures. *Thin-walled structures*. 42: 533 - 555.

FENG, M.; WANG, Y. C. (2005). An experimental study of loaded full-scale cold-formed thin-walled steel structural panels under fire conditions. *Fire Safety Journal*. 40: 43 - 63.

FERREIRA, W.G.; CORREIA, E.V.S.; AZEVEDO, M.S. (2006). Dimensionamento de Estruturas de Aço e Mistas em Situação de Incêndio, Vitória, Ed. Grafer. 150p.

FRANSSSEN, J-M.; VILA REAL, P. (2010). Fire Design of Steel Structures. Ed. ECCS| Ernst & Sohn. 452p.

HANCOCK, G.J; YANG, D. (2004). Numerical simulation of high strength steel lipped-channel Columns. Sydney, Australia. Department of Civil Engineering, University of Sydney, Research Report R843.

HEVA, Y. B.; MAHENDRAN M. (2008). Local buckling of cold-formed steel compression members at elevated temperatures. Fifth International on Thin-Walled Structures, Brisbane, Australia. pp. 745-752.

HEVA, Y. B. (2009). Behavior and design of cold-formed steel compression members at elevated temperatures. PhD thesis, Queensland University of Technology.

INTERNATIONAL STANDARD ORGANIZATION (1999). ISO 834-1:1999. Fire-resistance tests — Elements of building construction — Part 1: General requirements.

KAITILA, O. (2002). Finite element modelling of cold-formed steel members at high temperatures. Helsinki University of Technology, Thesis to obtain the Degree of Licentiate in Science and Technology.

KANKANAMGE, N. D.; MAHENDRAN, M. (2011). Mechanical properties of cold-formed steels at elevated temperatures. Thin-walled structures. 49: 26 - 44.

KIMURA, E. F. A. Análise termo-estrutural de pilares de aço em situação de incêndio. (2009). 212p. Dissertação (mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.

KLIPPSTEIN, K.H., Strength of Cold-Formed Steel Studs Exposed to Fire, Proceedings of the Fourth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, U.S.A., June 1-2, 1978.

LEE, J. (2004). Local Buckling Behaviour and Design of Cold-Formed Steel Compression Members at Elevated Temperatures, PhD thesis, Queensland, University Technology, Brisbane, Australia.

MENDES, C. L. (2004). Estudo Teórico Sobre Perfis Formados a Frio em Situação de Incêndio. 160p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2004.

OUTINEN, T.A. AND MYLLYMAKI, J. (1995), The Local Buckling of RHS Members at Elevated Temperatures, VTT research notes 1672, Technical Research Centre of Finland, Espoo, Finland.

OUTINEN J. (1999). Mechanical properties of structural steels at elevated temperature, Licentiate Thesis, Helsinki University of Technology, Laboratory of Steel Structures, Espoo.

RANAWAKA, T.; MAHENDRAN, M. (2006). Experimental investigation of cold-formed steel columns subject to distortional buckling under simulated fire conditions. Fourth International Workshop, Structures in Fire, Aveiro, Portugal.

RANAWAKA, T.; MAHENDRAN, M. (2009). Experimental study of the mechanical properties of light gauge cold-formed steels at elevated temperatures. Fire Safety Journal. 44: 219 - 229.

RANAWAKA, T.; MAHENDRAN, M. (2010). Numerical modelling of light gauge cold-formed steel compression members subjected to distortional buckling at elevated temperatures. *Thin-walled structures*. 48: 334 - 344.

RANAWAKA, T. (2006). Distortional buckling behaviour of cold-formed steel compression members at elevated temperatures. PhD thesis, Queensland University of Technology.

REGOBELLO, R. (2007). Análise numérica de seções transversais e de elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto em situação de incêndio. São Carlos. 254p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.

SILVA, V.P. (2001). Estruturas de Aço em Situação de Incêndio. São Paulo, Zigurate;

SHAHBAZIAN, A.; WANG, Y.C. (2011). Application of the Direct Strength Method to local buckling resistance of thin-walled steel members with non-uniform elevated temperatures under axial compression. *Thin-walled structures*. 49: 1573-1583.

SHAHBAZIAN, A.; WANG, Y.C. (2012). Direct Strength Method for calculating distortional buckling capacity of cold-formed thin-walled steel columns with uniform and non-uniform elevated temperatures. *Thin-walled structures*. 53: 188-199.

AUSTRALIAN/NEW ZEALAND STANDARD (2005). *AS/NZS 4600: Cold-Formed Steel Structures*, Sydney, Australia.

WANG, Y. C. (2002). *Steel and Composite Structures - Behaviour and Design for Fire Safety*. Spon Press, London.

WANG, Y. C.; DAVIES, J. M. (2000). Design of thin-walled steel channel columns in fire using Eurocode 3 Par 1.3. First international Workshop, *Structures in Fire*, Copenhagen, Denmark.

YOUNG, B; CHEN, J.(2007). Cold-formed steel lipped channel columns at elevated temperatures. *Engineering Structures*, 29(10), pp 2445-2456.

ZHAO, B.; KRUPPA, J.; RENAUD, C.; O'CONNOR, M.; MECOZZY, E.; AZPIAZU, W.; DEMARCO, T.; KARLSTROM, P.; JUMPPANEN, U.; KAITILA, O.; OKSANET, T.; SALMI, P.; (2003). Calculations rules of lightweight steel sections in fire situation. ECSC PROJECT N° 7210 PR 254. Final report.

Documento de acesso em meio eletrônico

OTHER FIRES IN STEEL-STRUCTURES BUILDINGS. (Acessado em agosto/2010). http://www.serendipity.li/wot/other_fires/other_fires.htm

APÊNDICE

A

O apêndice A contém os resultados da temperatura medida na seção transversal dos elementos.

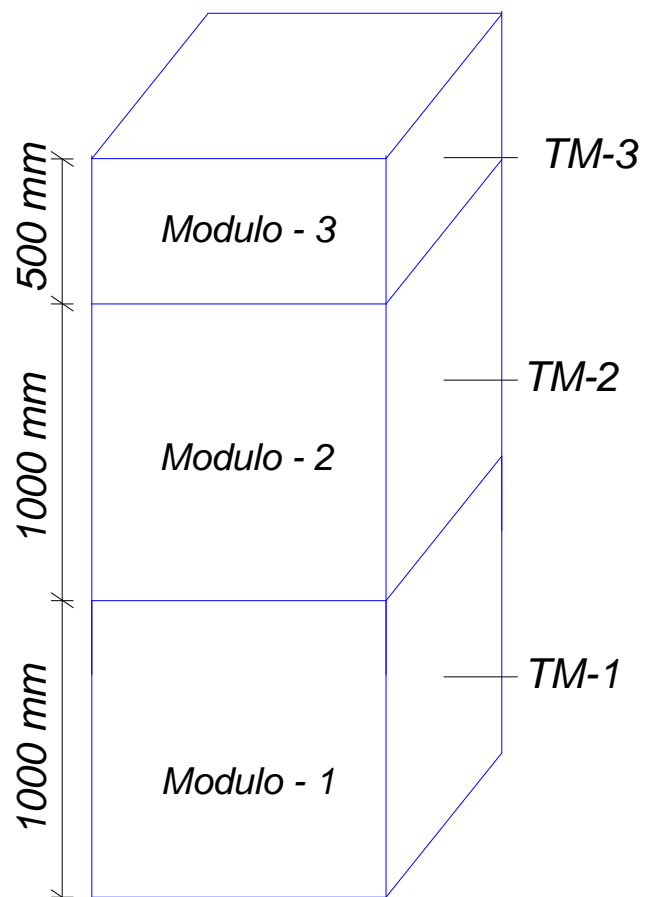


Figura A.1 – Numeração dos módulos do forno

A.1 TEMPERATURA MEDIDA EM CADA SEÇÃO DOS ELEMENTOS

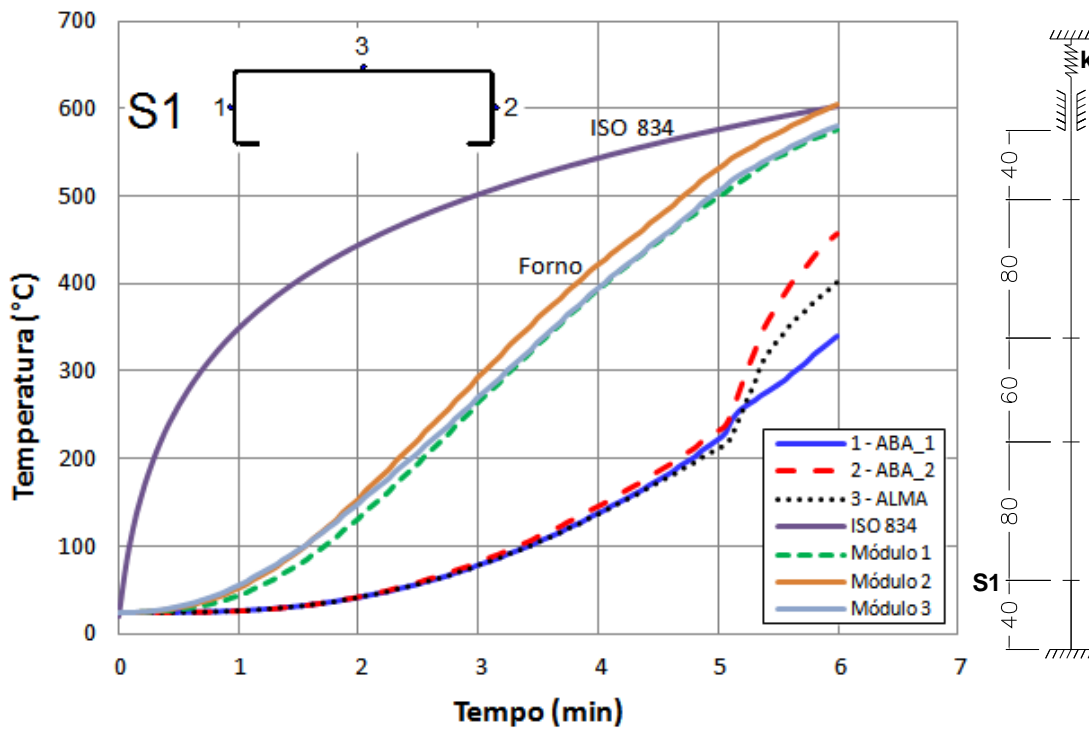


Figura A.2 – P01: Relação temperatura vs tempo para a seção S1

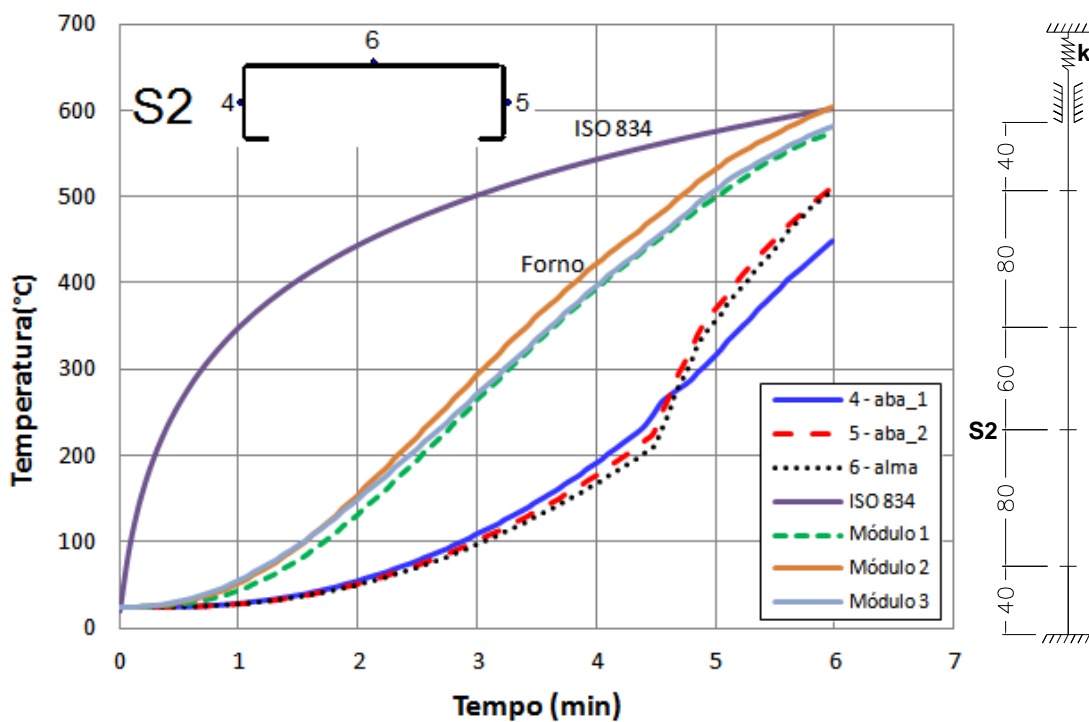


Figura A.3 – P01: Relação temperatura vs tempo para a seção S2

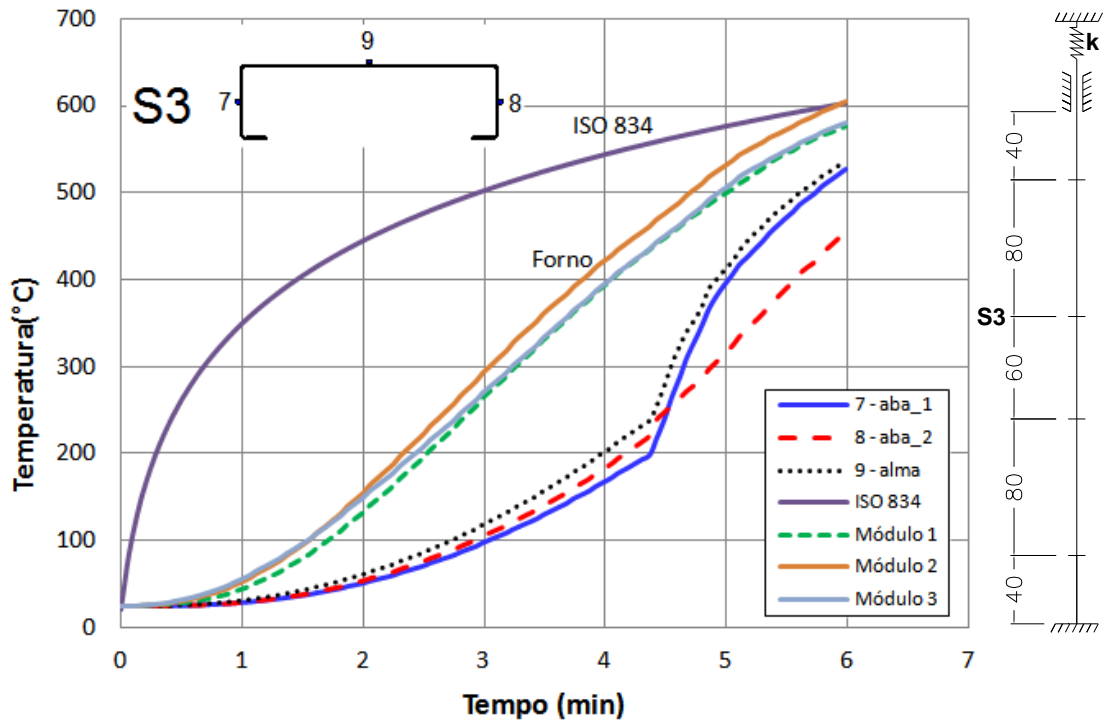


Figura A.4 – P01: Relação temperatura vs tempo para a seção S3

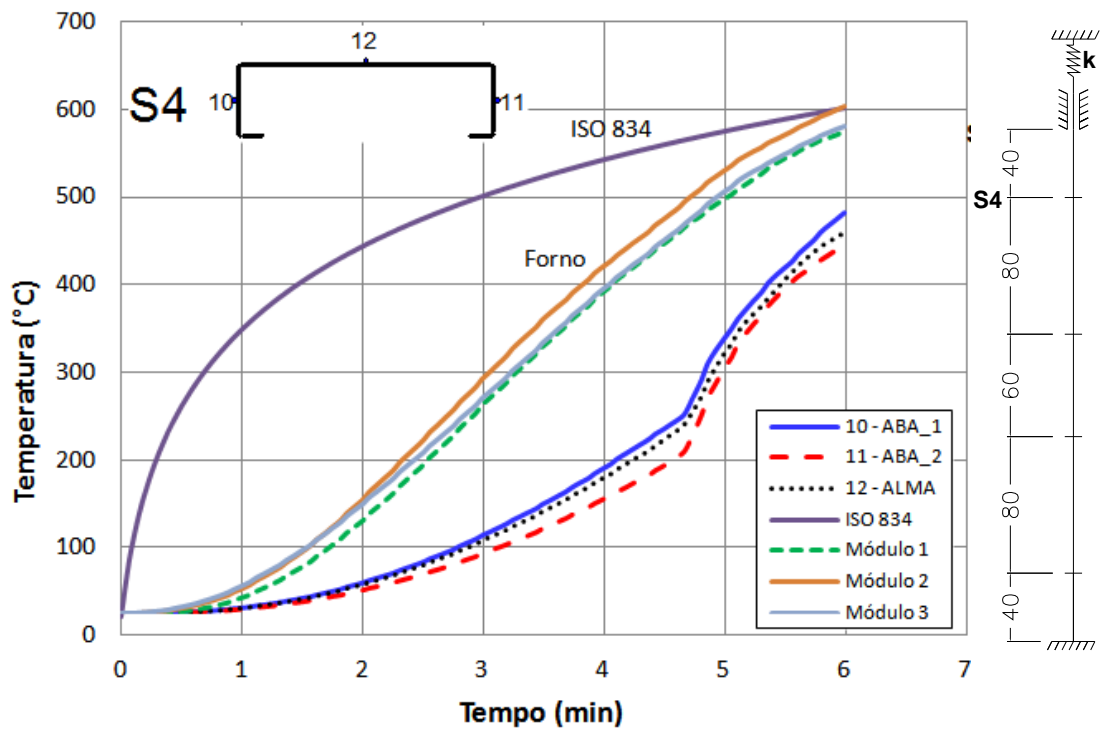


Figura A.5 – P01: Relação temperatura vs tempo para a seção S4

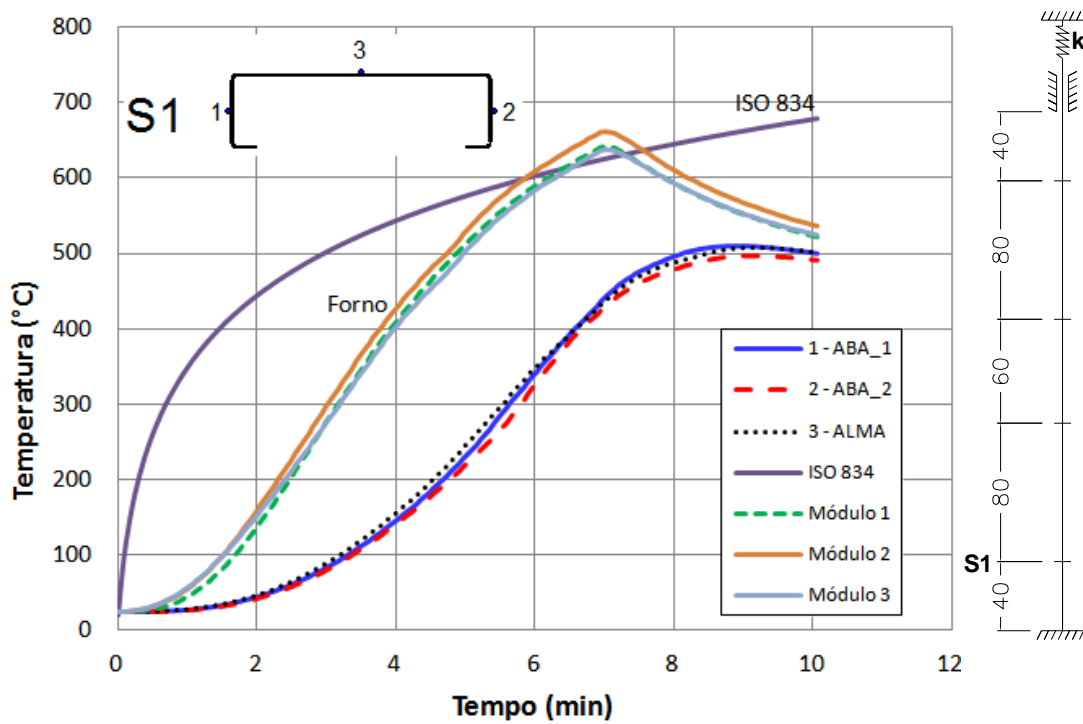


Figura A.6 – P02: Relação temperatura vs tempo para a seção S1

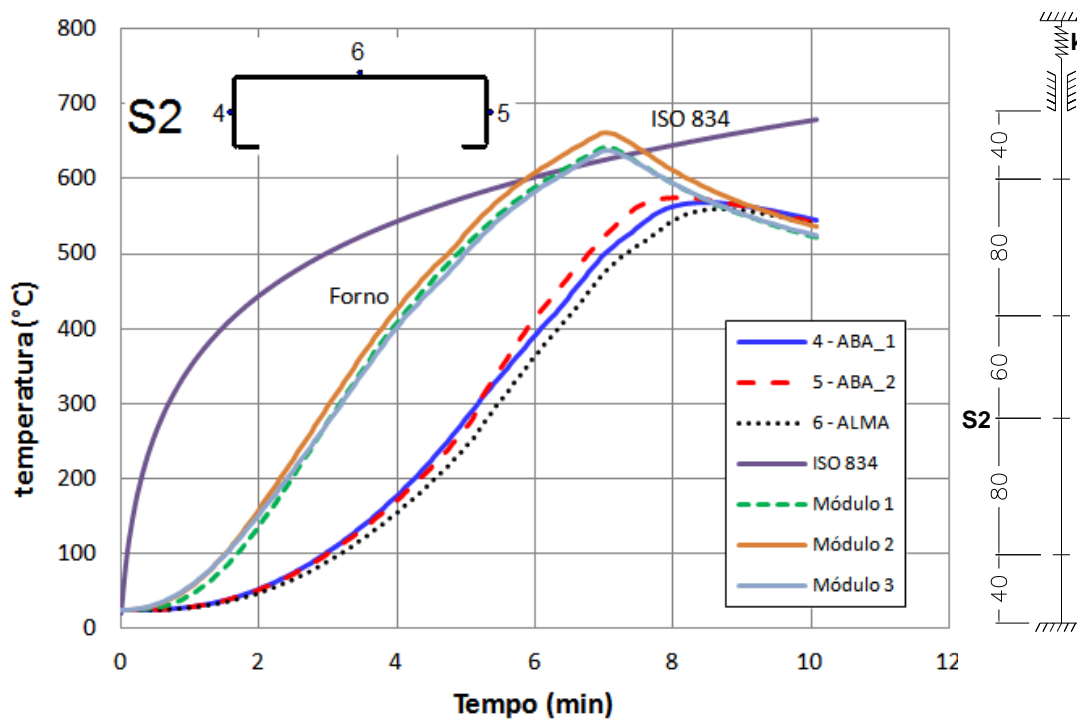


Figura A.7 – P02: Relação temperatura vs tempo para a seção S2

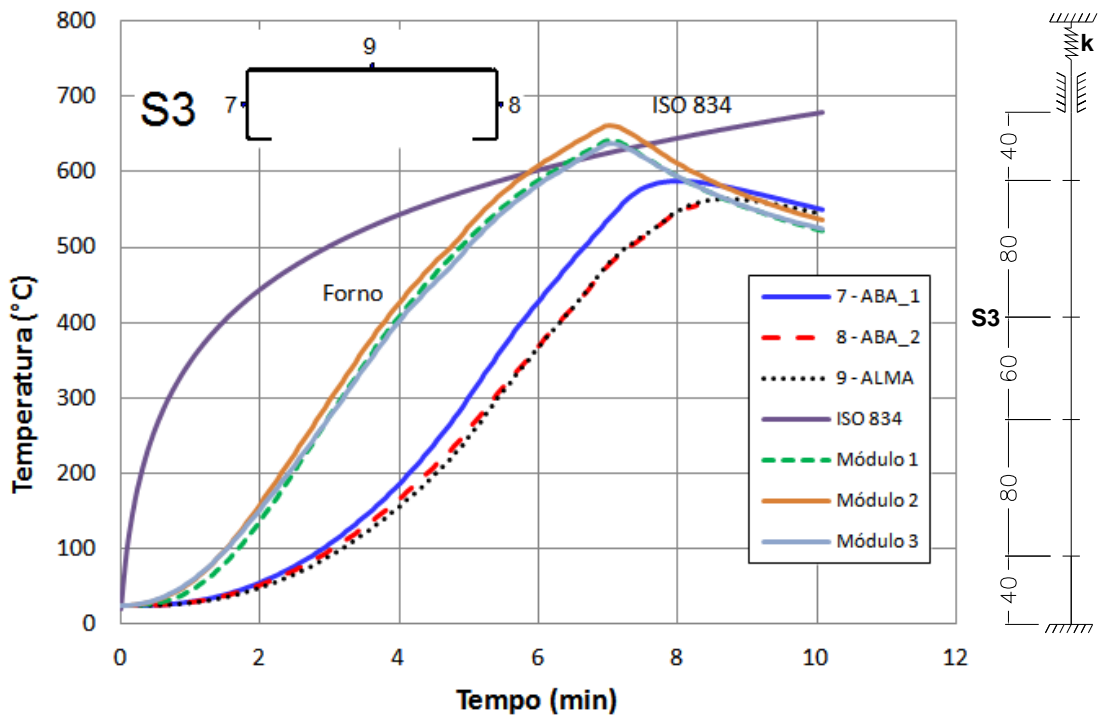


Figura A.8 – P02: Relação temperatura vs tempo para a seção S3

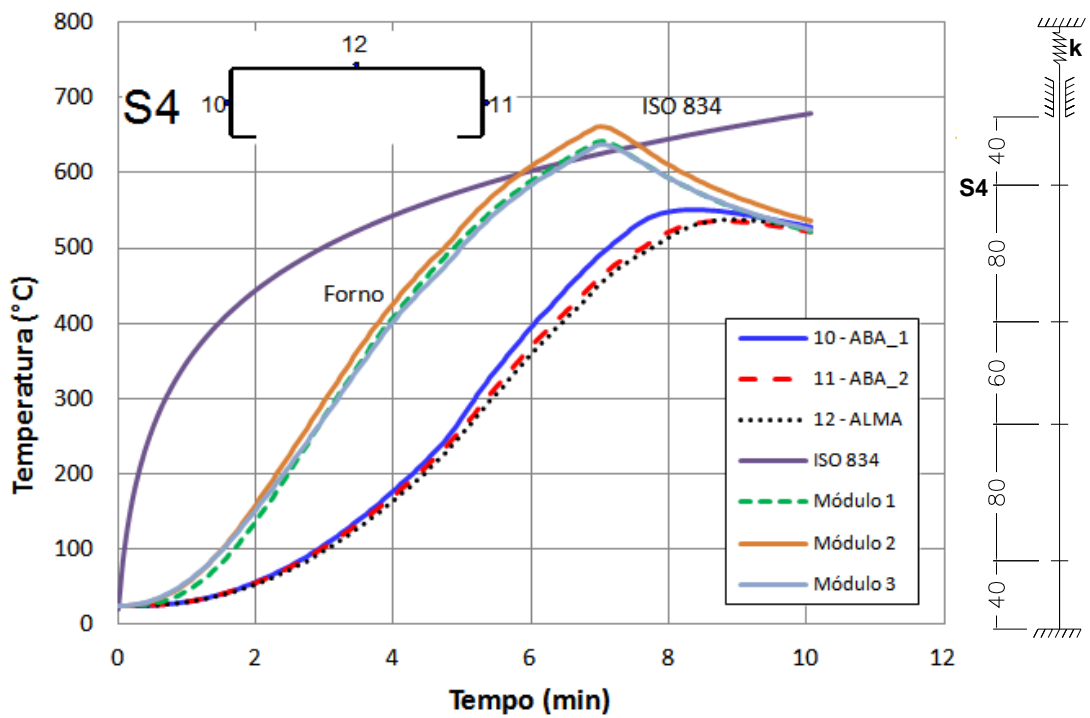


Figura A.9 – P02: Relação temperatura vs tempo para a seção S4

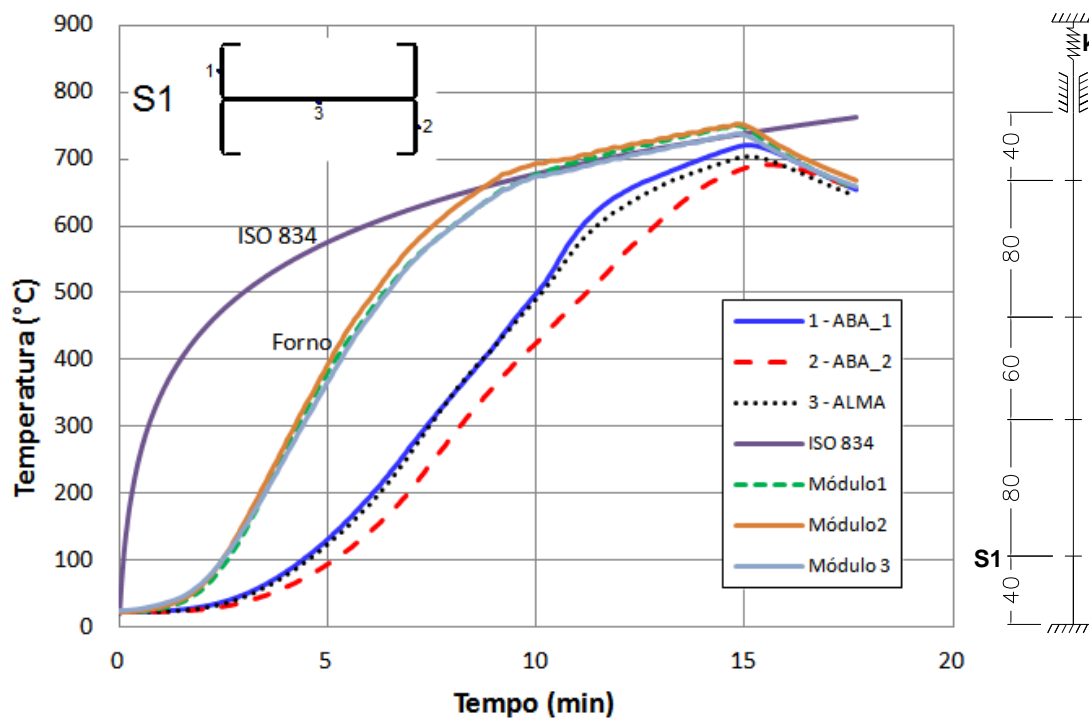


Figura A.10 – P03: Relação temperatura vs tempo para a seção S1

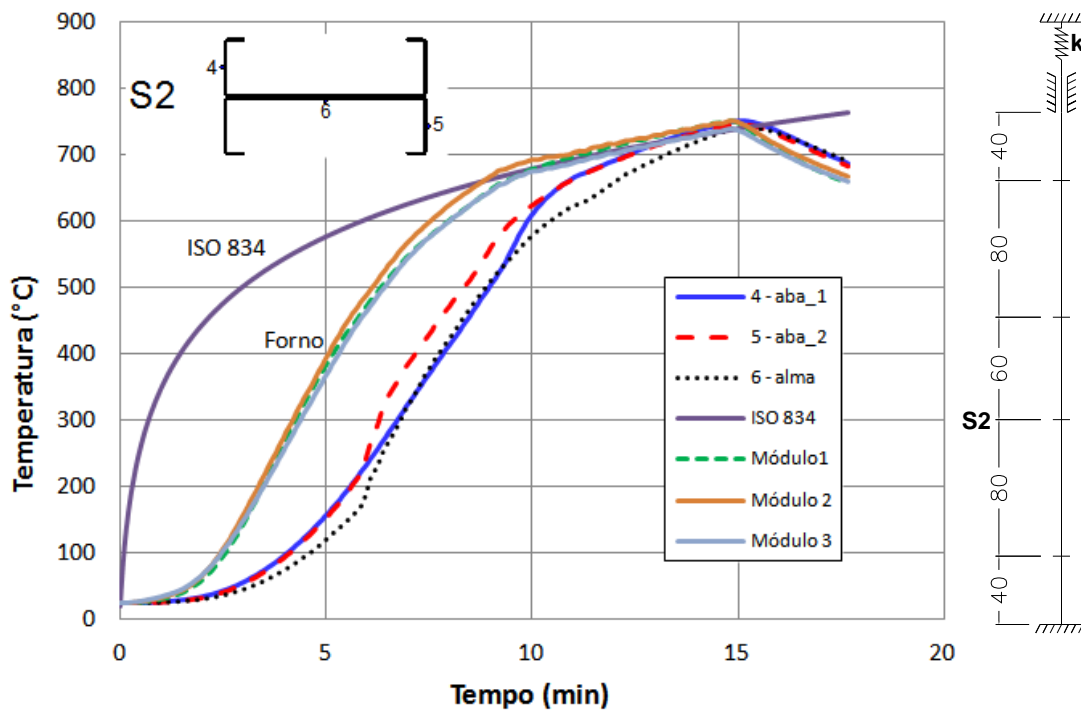


Figura A.11 – P03: Relação temperatura vs tempo para a seção S2

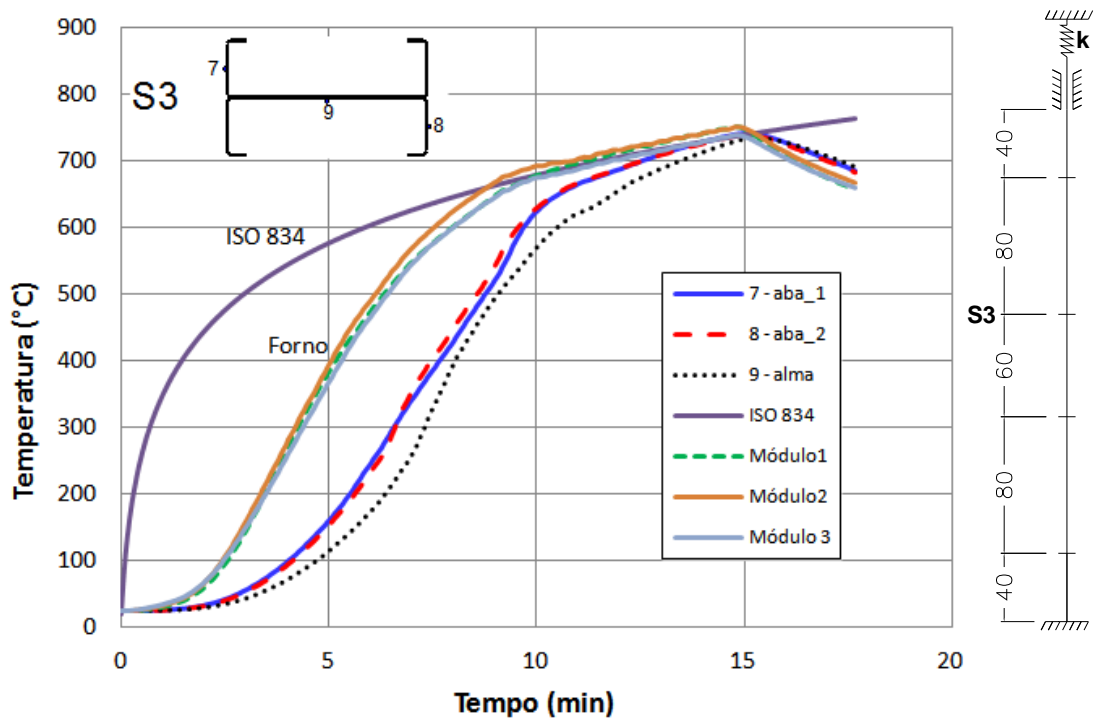


Figura A.12 – P03: Relação temperatura vs tempo para a seção S3

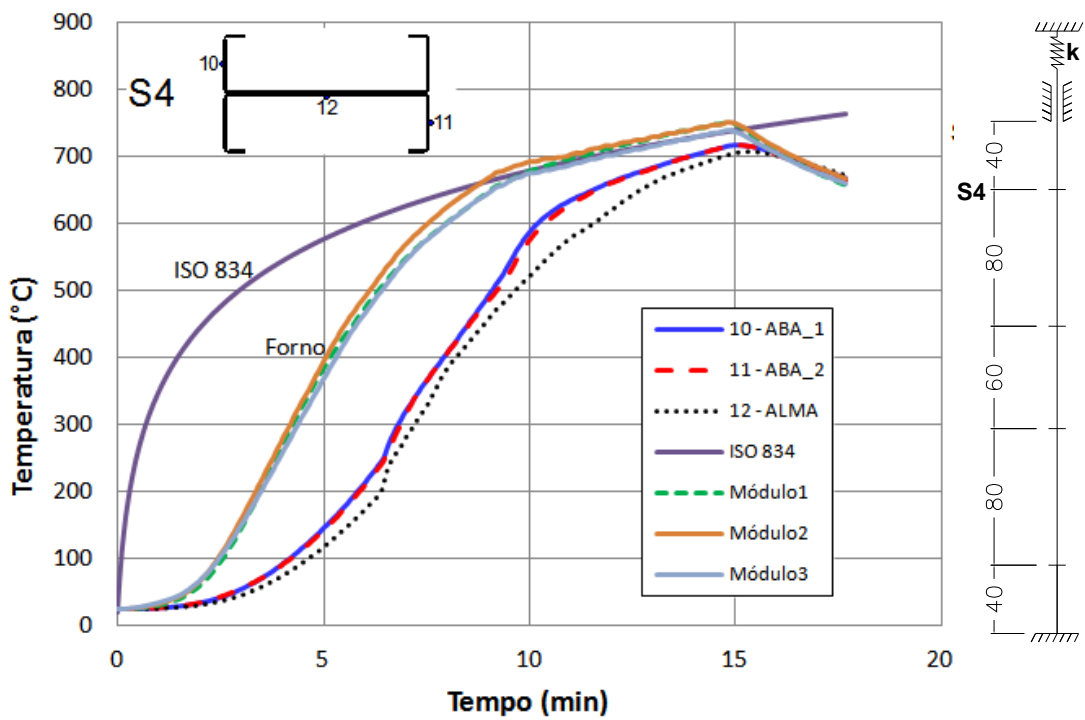


Figura A.13 – P03: Relação temperatura vs tempo para a seção S4

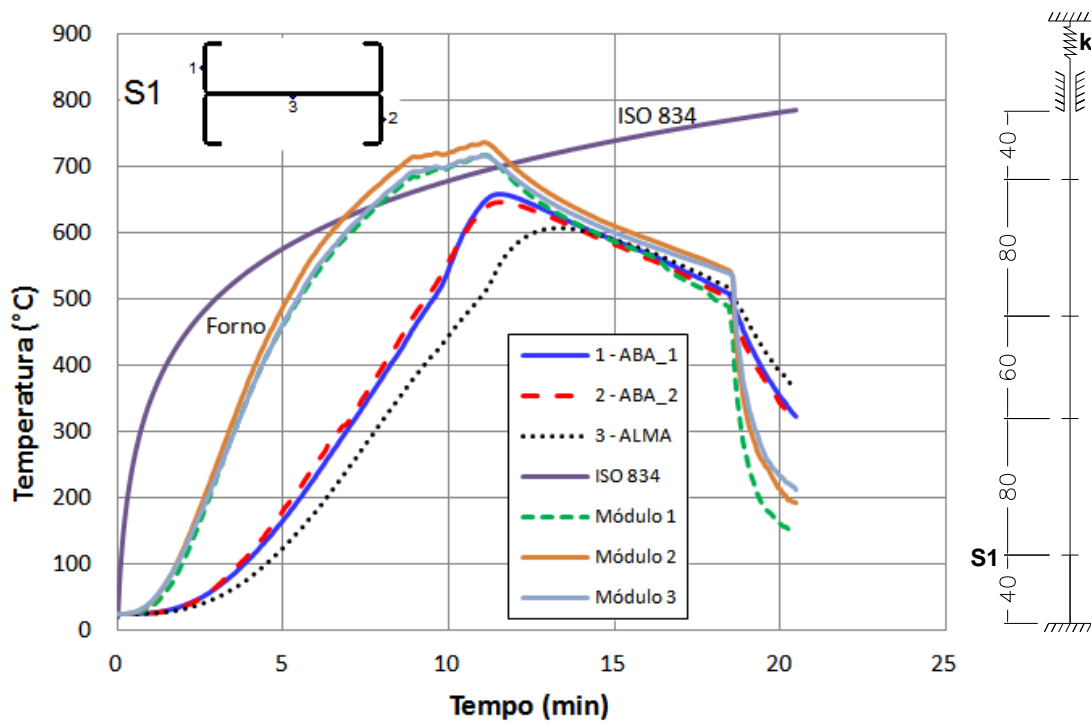


Figura A.14 – P04: Relação temperatura vs tempo para a seção S1

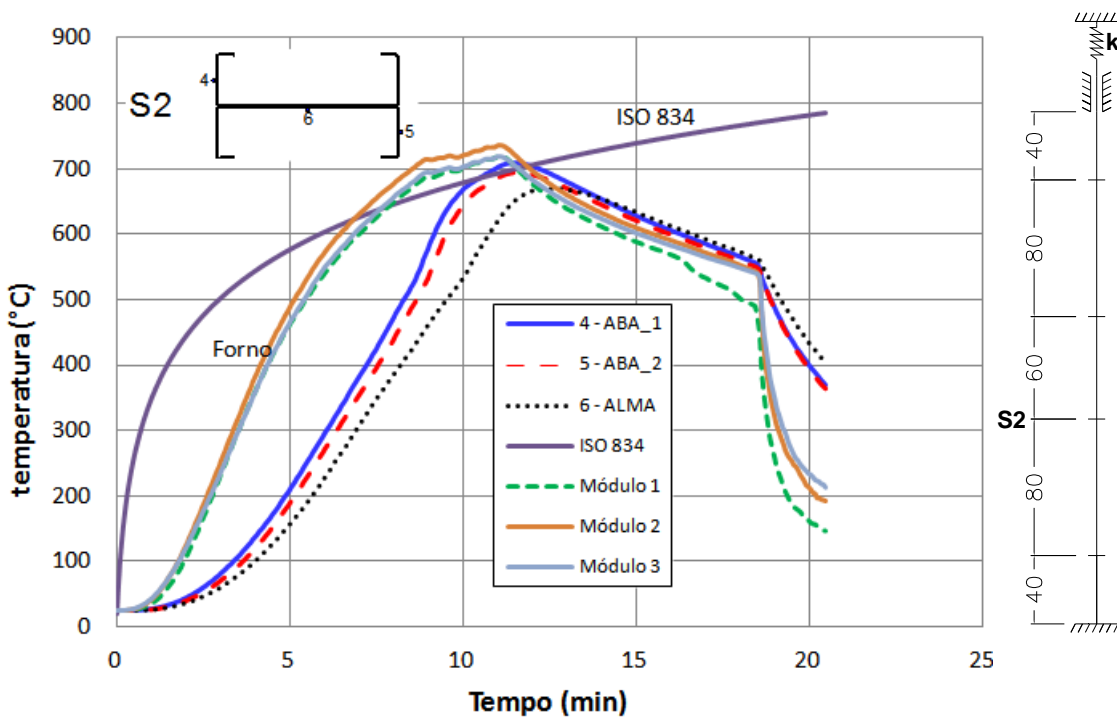


Figura A.15 – P04: Relação temperatura vs tempo para a seção S2

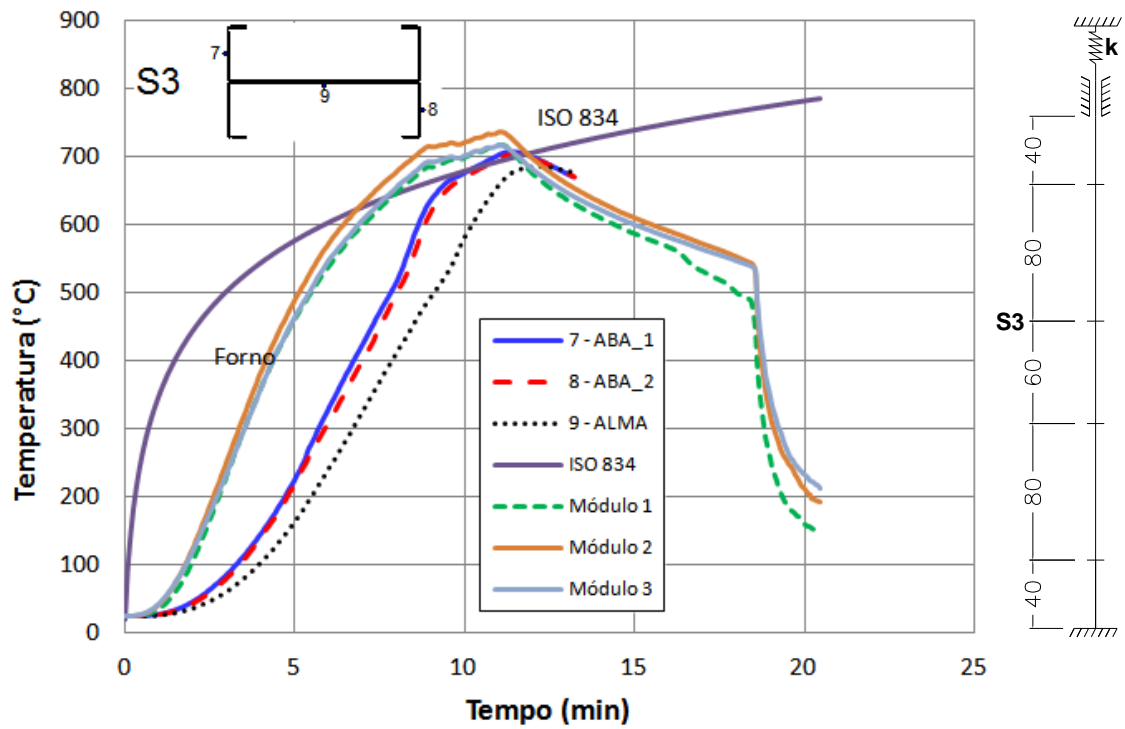


Figura A.16 – P04: Relação temperatura vs tempo para a seção S3

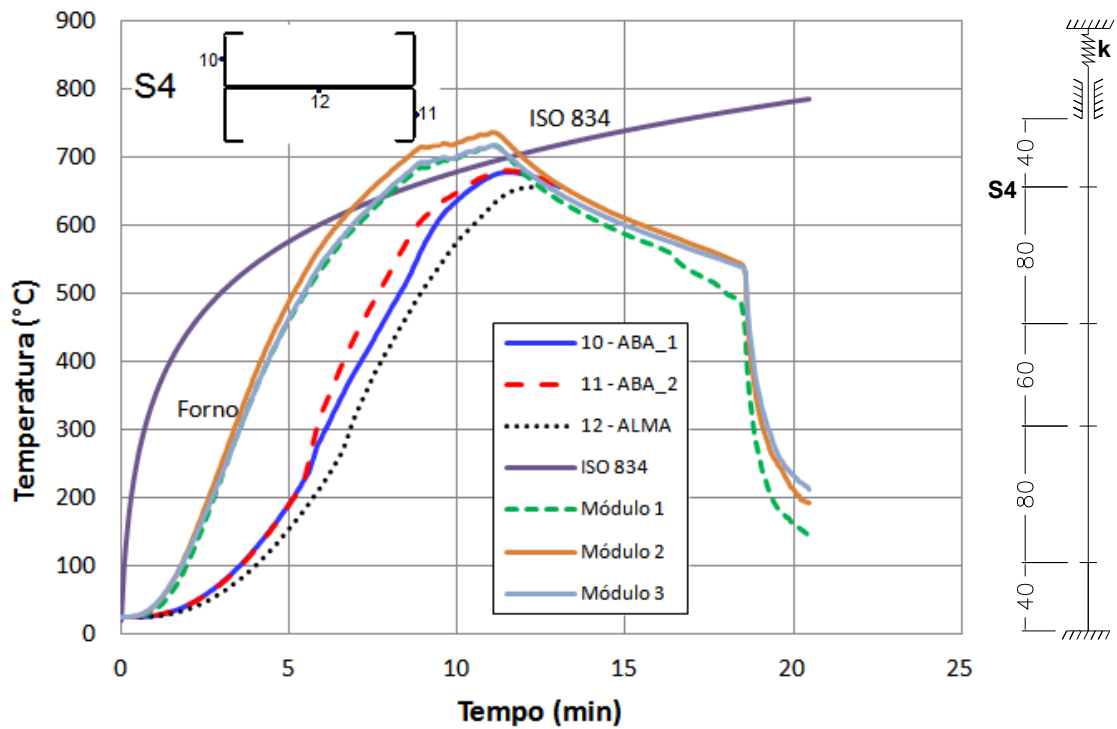


Figura A.17 – P04: Relação temperatura vs tempo para a seção S4

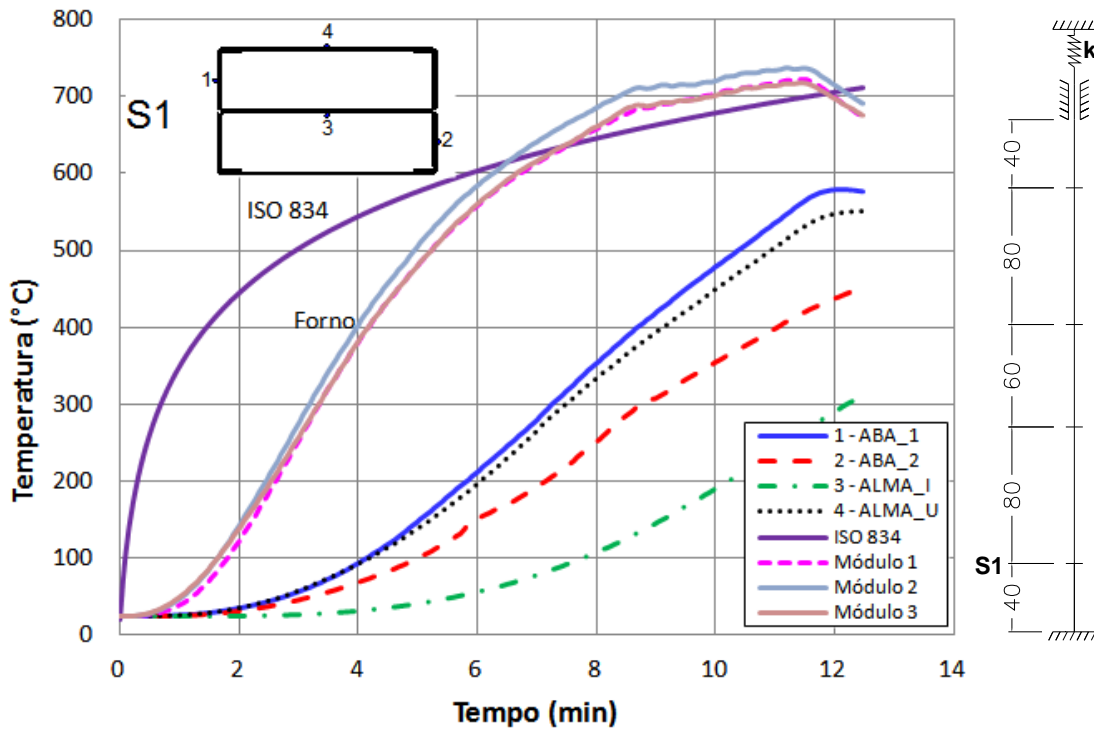


Figura A.18 – P05: Relação temperatura vs tempo para a seção S1

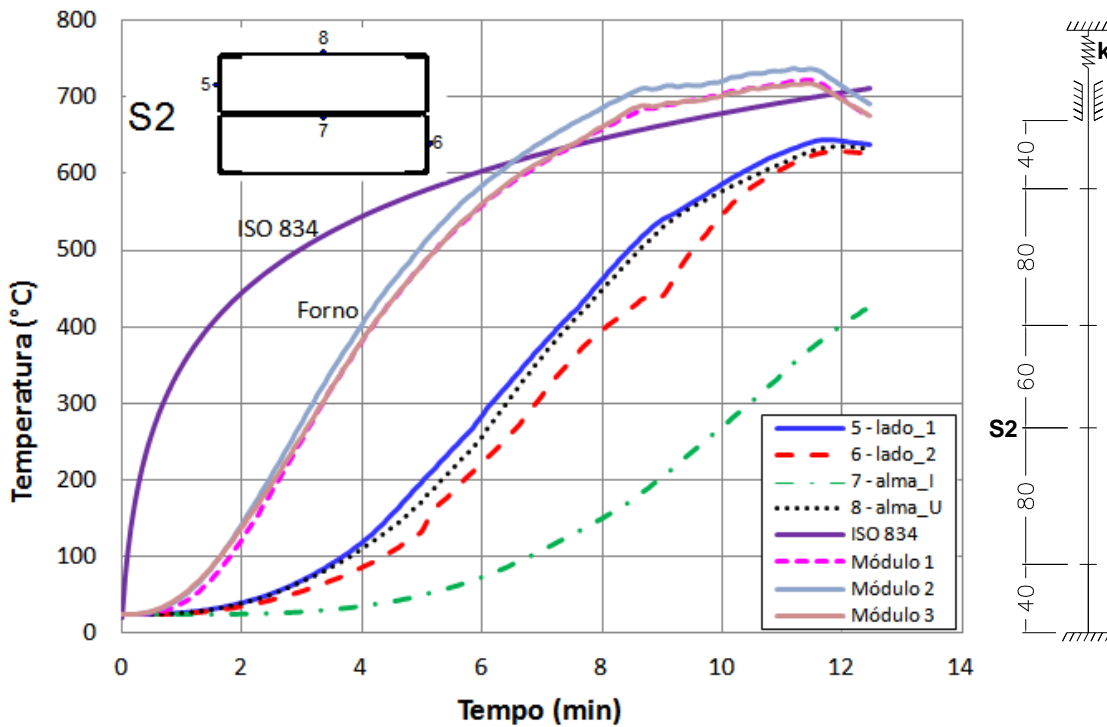


Figura A.19 – P05: Relação temperatura vs tempo para a seção S2

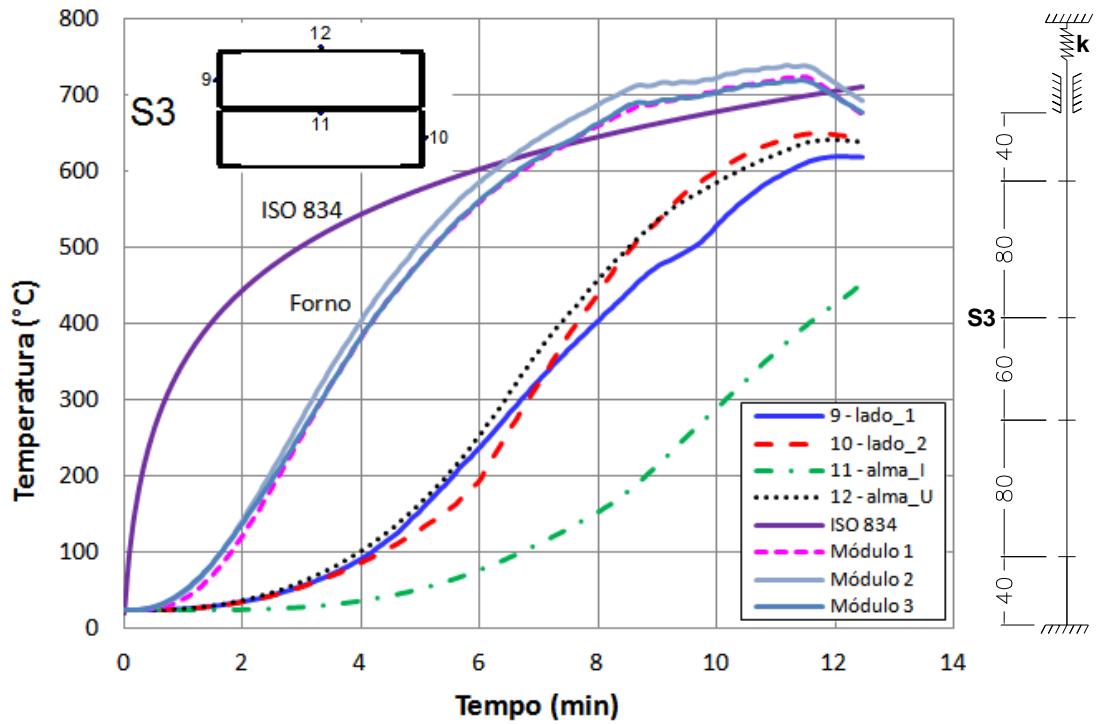


Figura A.20 – P05: Relação temperatura vs tempo para a seção S3

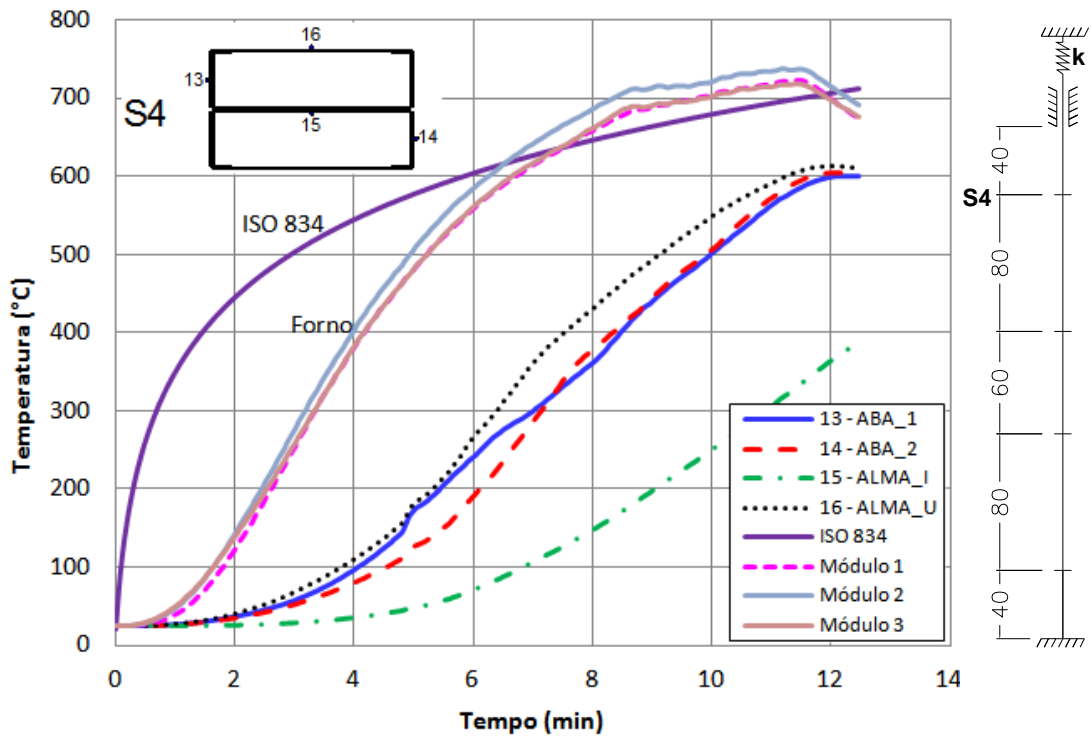


Figura A.21 – P05: Relação temperatura vs tempo para a seção S4

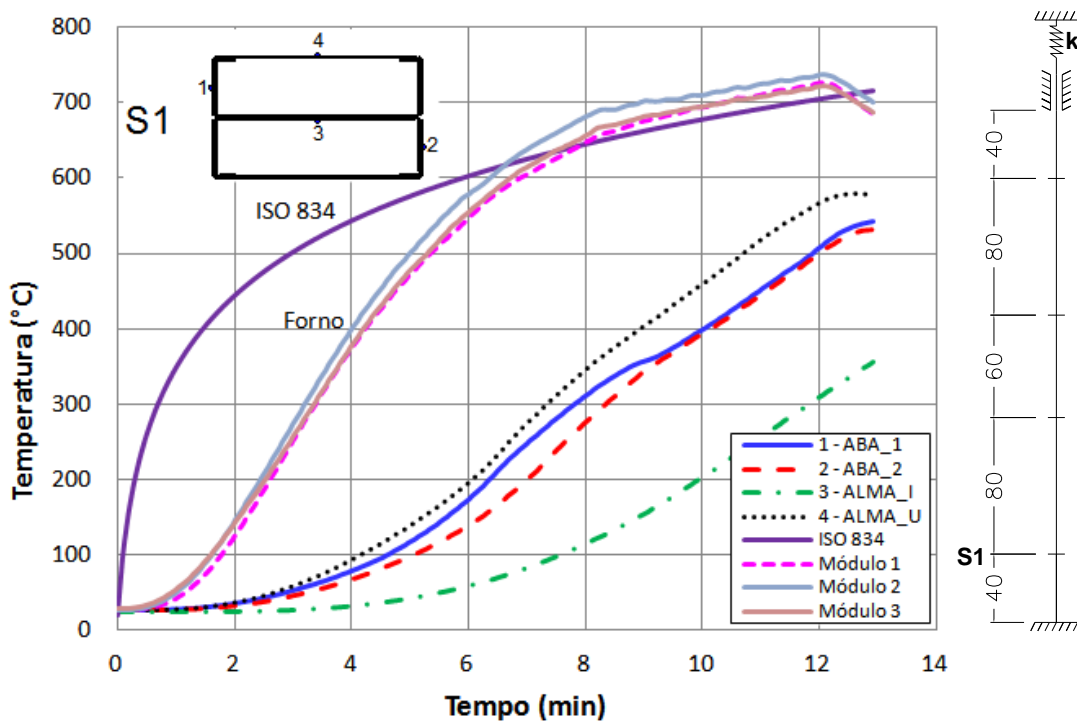


Figura A.22 – P06: Relação temperatura vs tempo para a seção S1

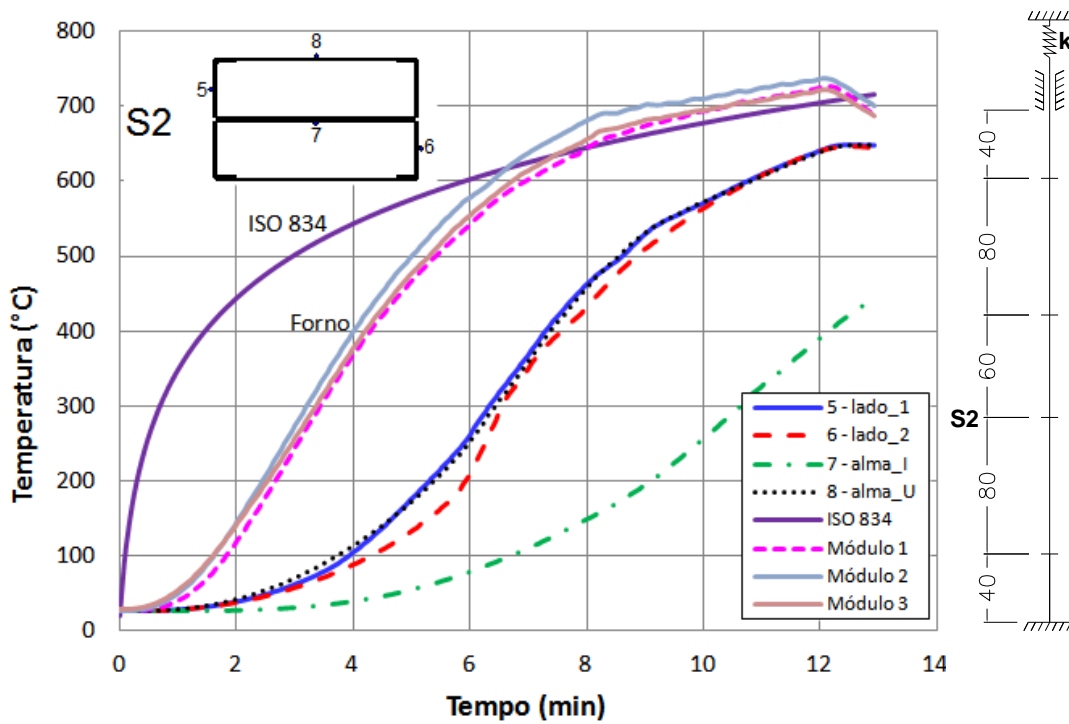


Figura A.23 – P06: Relação temperatura vs tempo para a seção S2

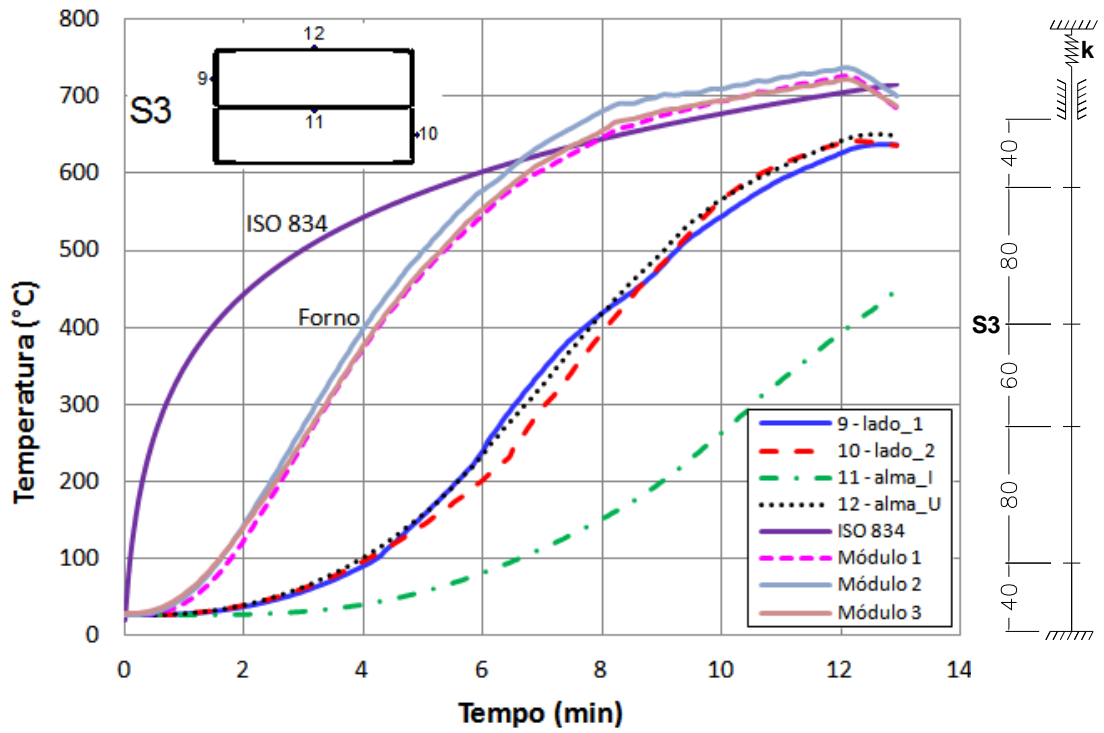


Figura A.24 – P06: Relação temperatura vs tempo para a seção S3

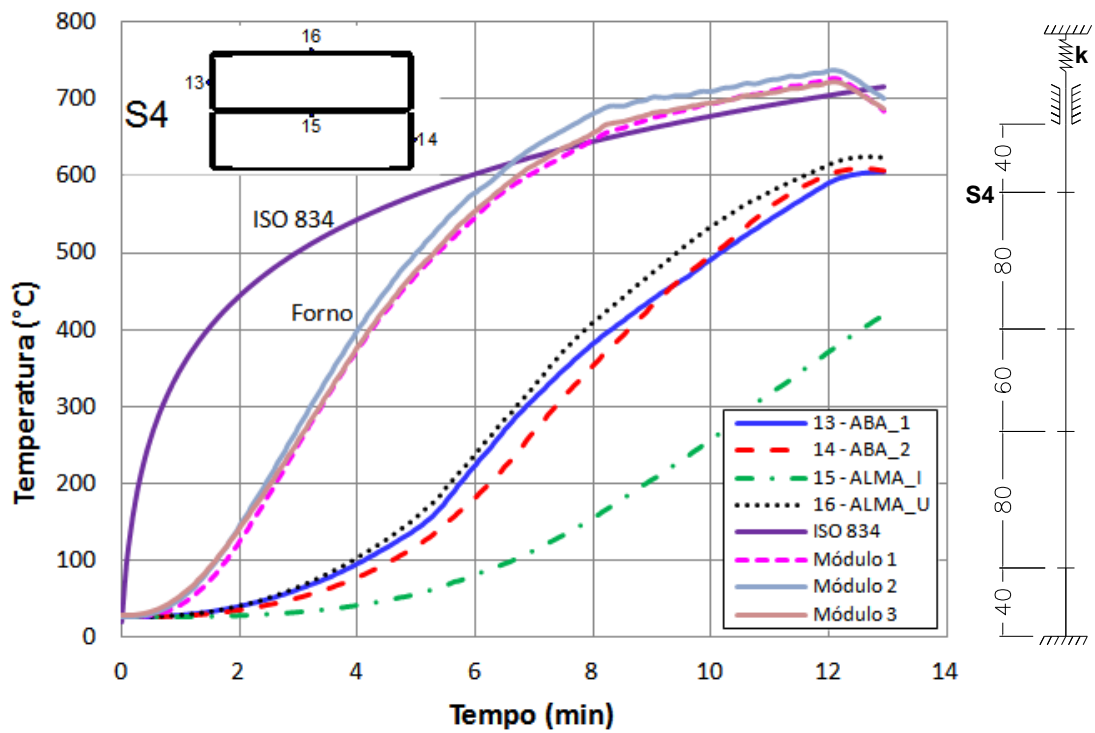


Figura A.25 – P06: Relação temperatura vs tempo para a seção S4

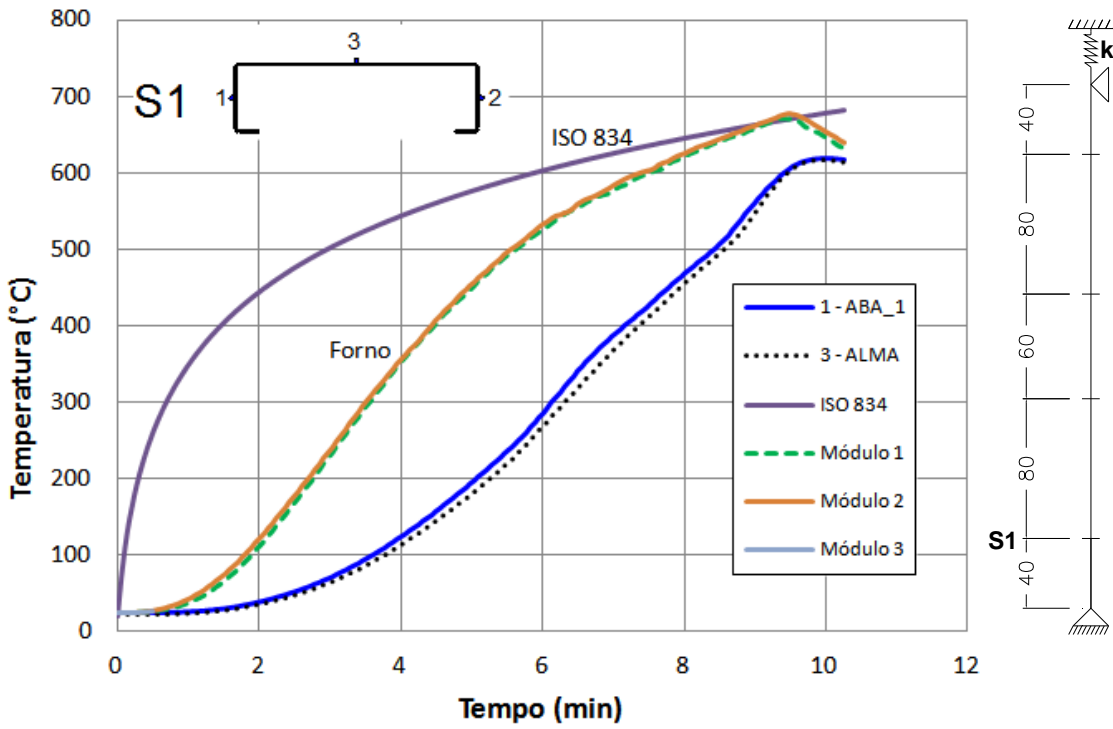


Figura A.26 – P07: Relação temperatura vs tempo para a seção S1

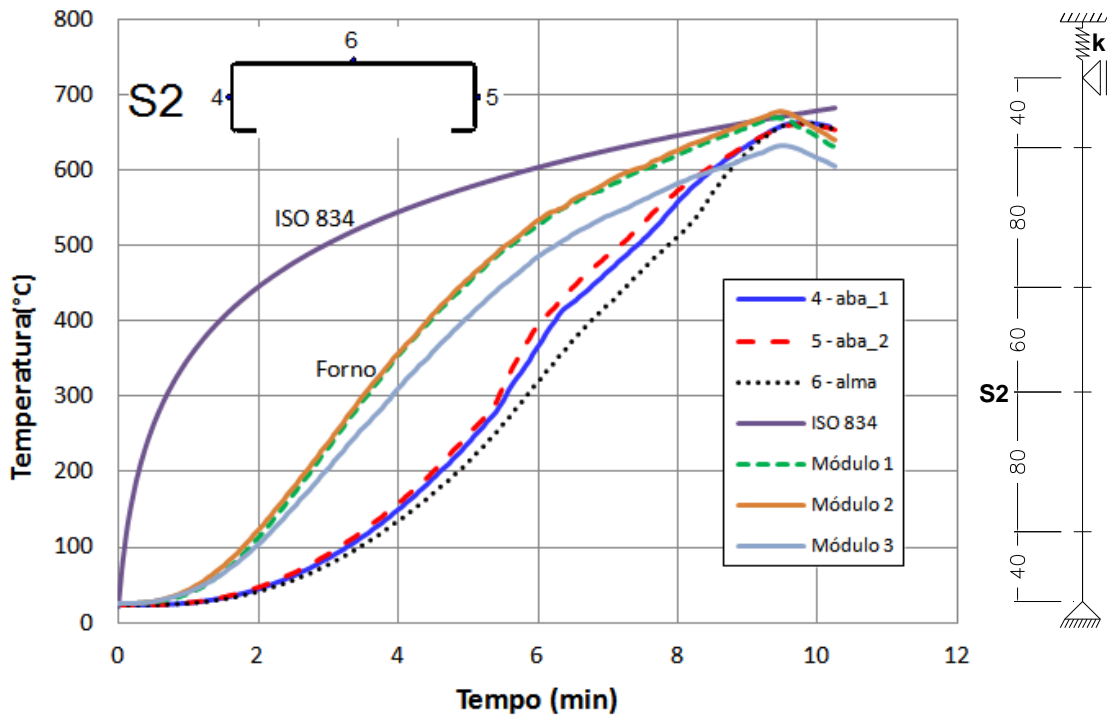


Figura A.27 – P07: Relação temperatura vs tempo para a seção S2

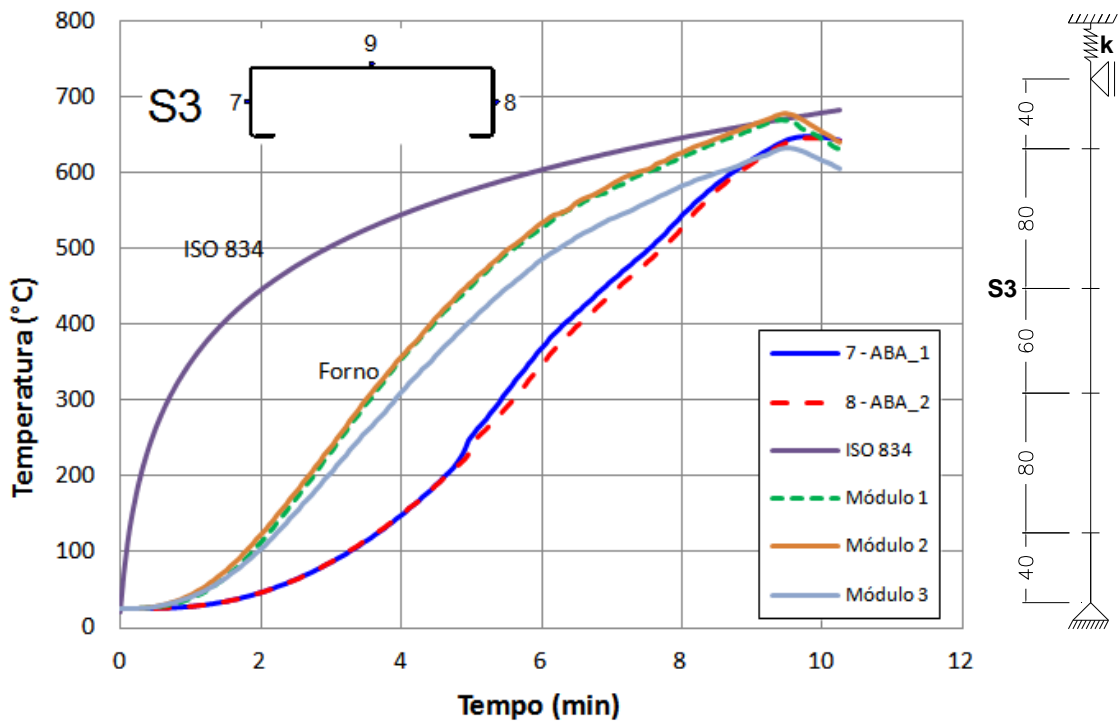


Figura A.28 – P07: Relação temperatura vs tempo para a seção S3

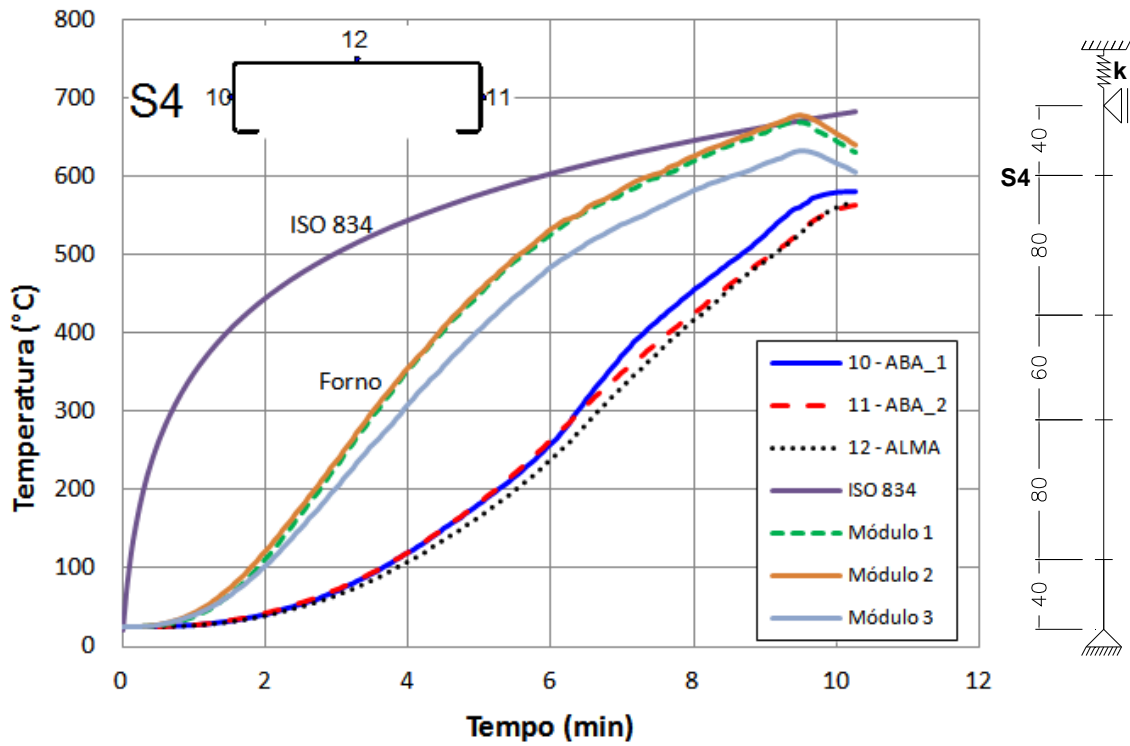


Figura A.29 – P07: Relação temperatura vs tempo para a seção S4

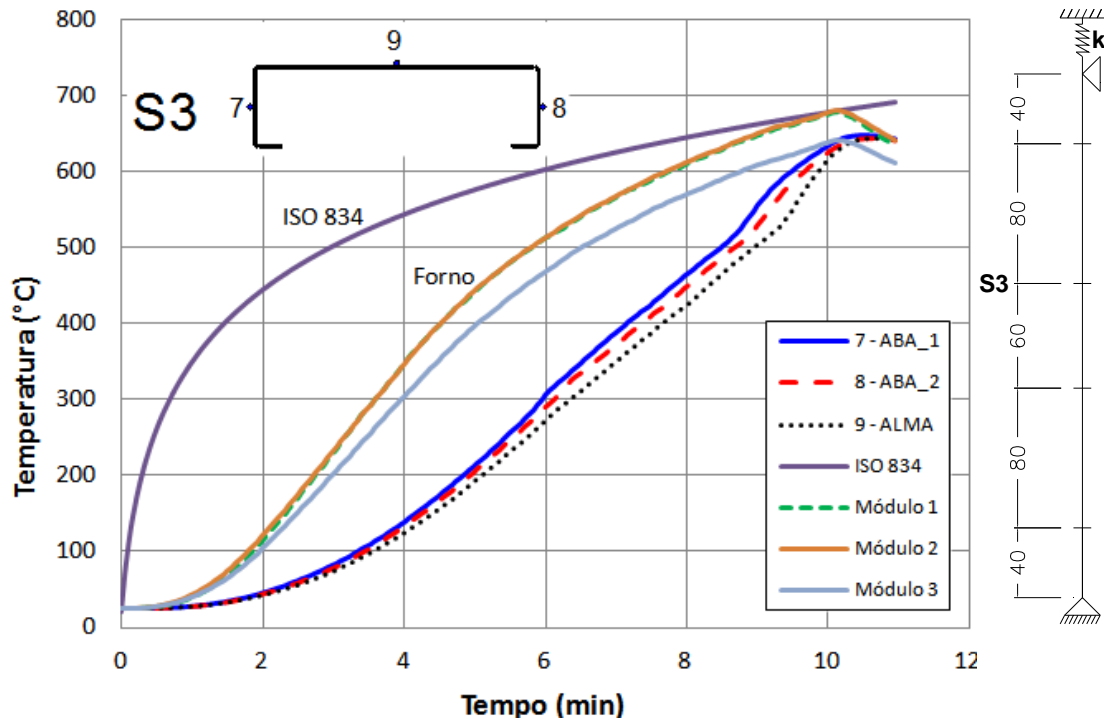


Figura A.30 – P08: Relação temperatura vs tempo para a seção S3

OBS: Não houve medição de temperatura nas seções S1, S2 e S4 para o elemento P08.

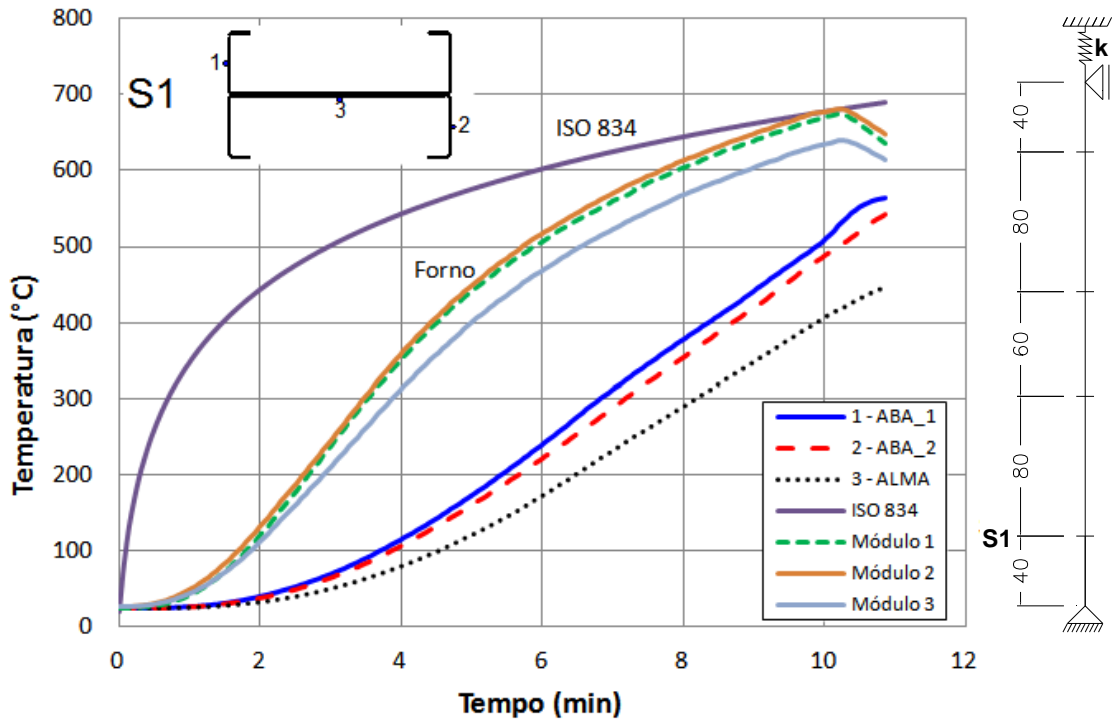


Figura A.31 – P09: Relação temperatura vs tempo para a seção S1

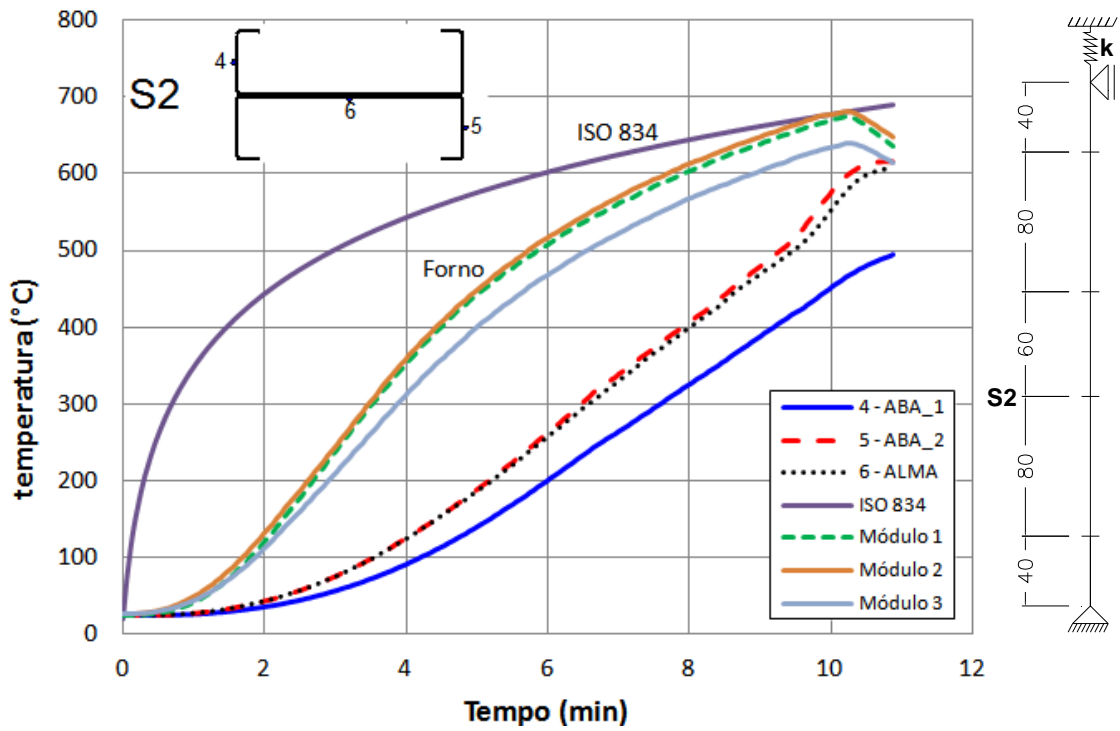


Figura A.32 – P09: Relação temperatura vs tempo para a seção S2

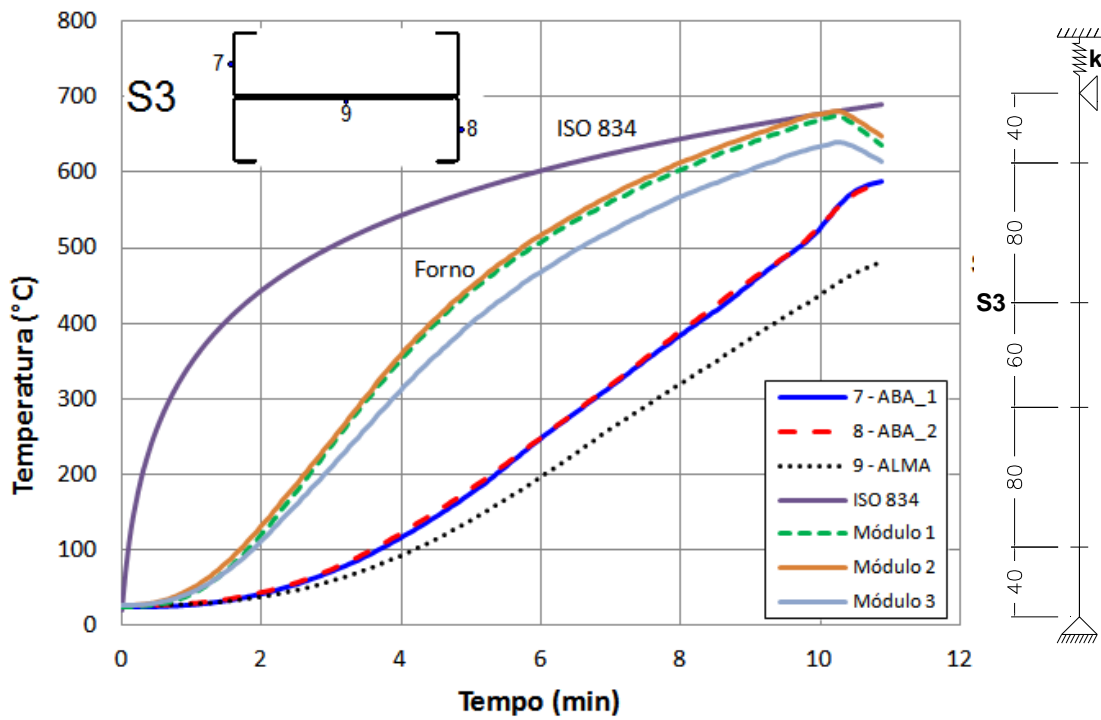


Figura A.33 – P09: Relação temperatura vs tempo para a seção S3

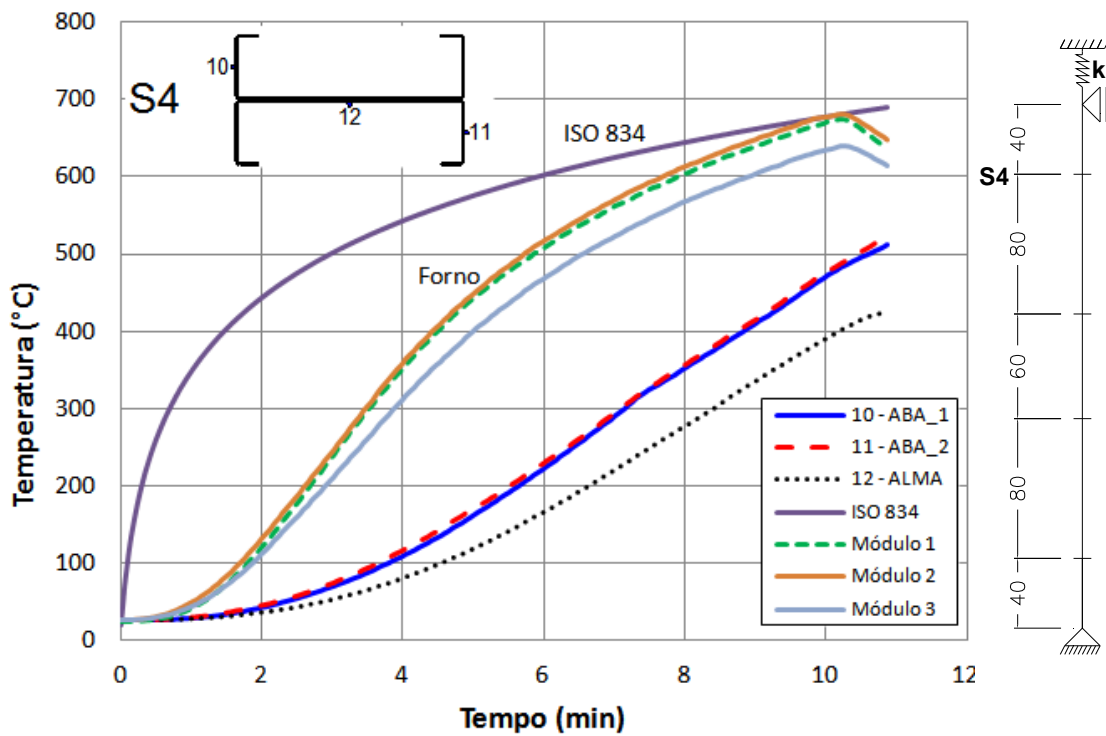


Figura A.34 – P09: Relação temperatura vs tempo para a seção S4

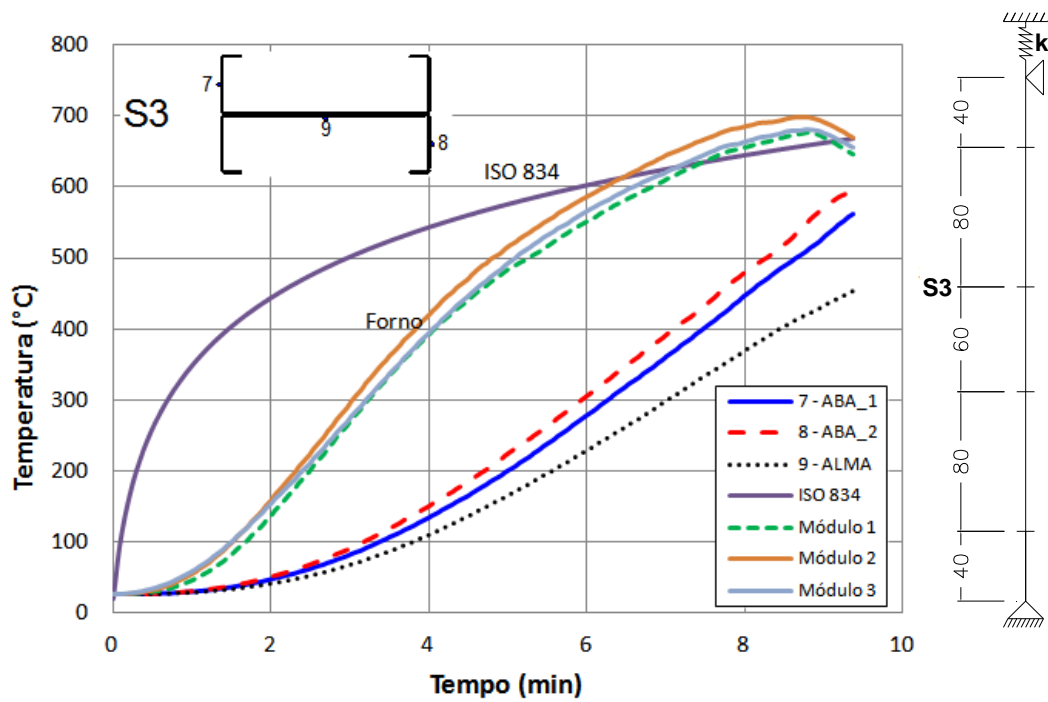


Figura A.35 – P10: Relação temperatura vs tempo para a seção S3

OBS: Não houve medição de temperatura nas seções S1, S2 e S4 para o elemento P10.

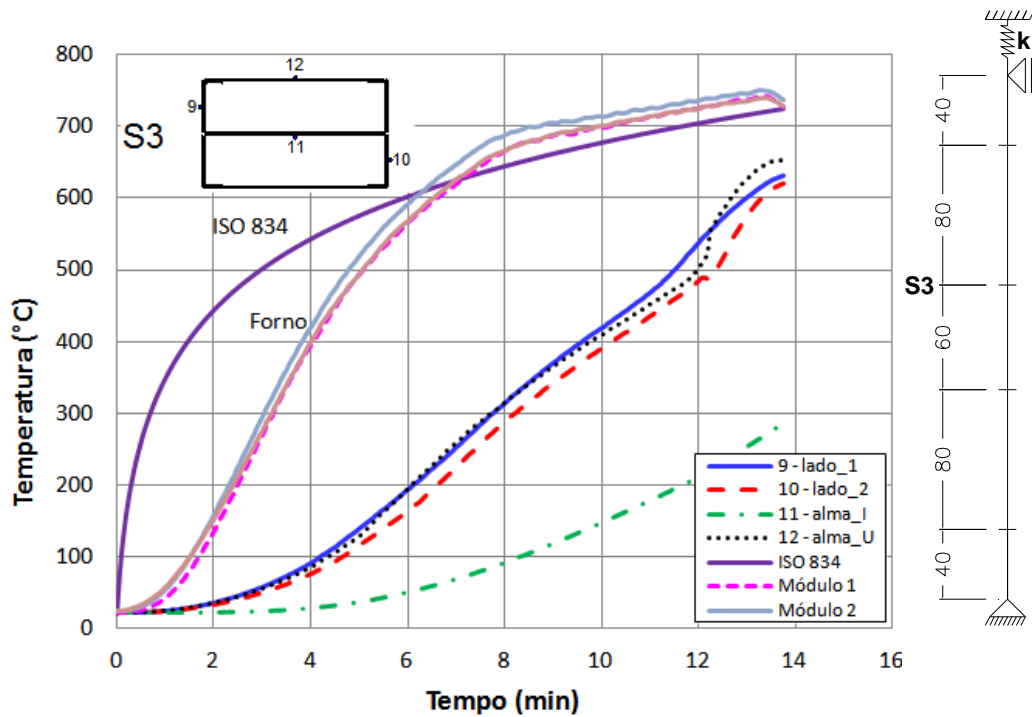


Figura A.36 – P11: Relação temperatura vs tempo para a seção S3

OBS: Não houve medição de temperatura nas seções S1, S2 e S4 para o elemento P11.

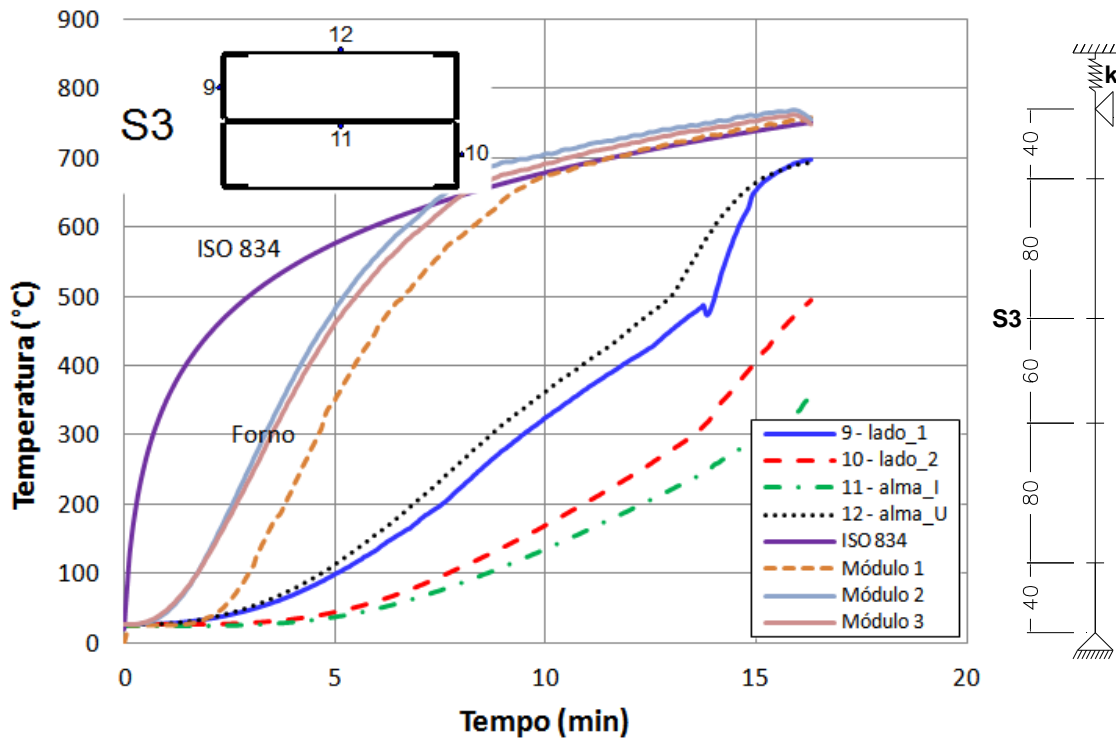


Figura A.37 – P12: Relação temperatura vs tempo para a seção S3

OBS: Não houve medição de temperatura nas seções S1, S2 e S4 para o elemento P12.

A.2 TEMPERATURA MÉDIA EM CADA SEÇÃO DOS ELEMENTOS

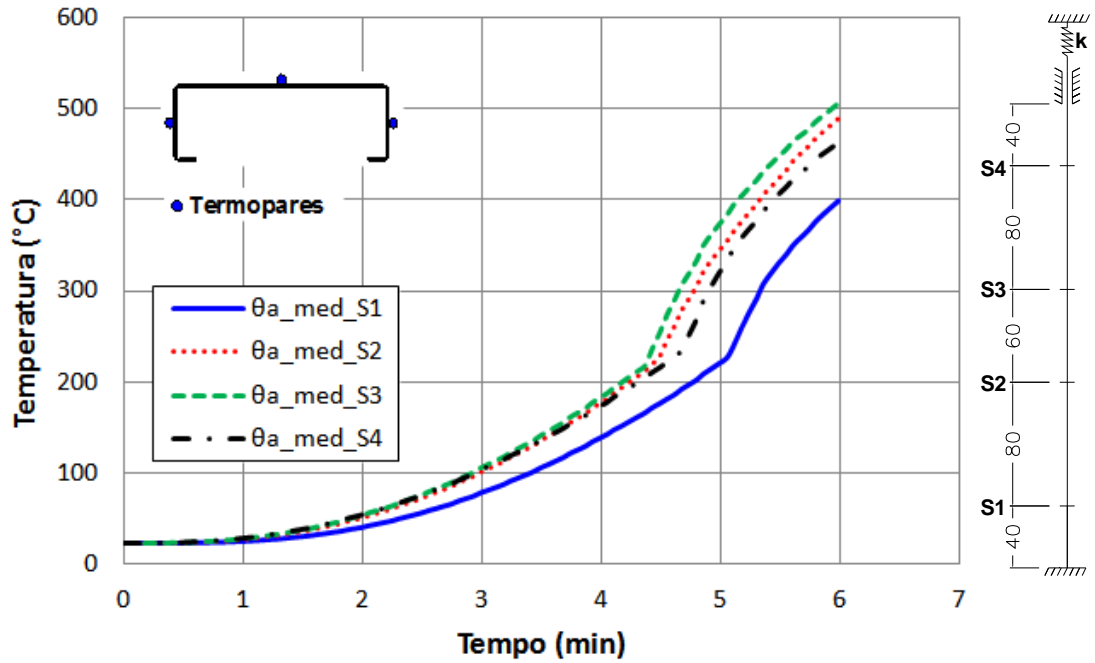


Figura A.38 – P01: Temperatura média em cada seção vs tempo

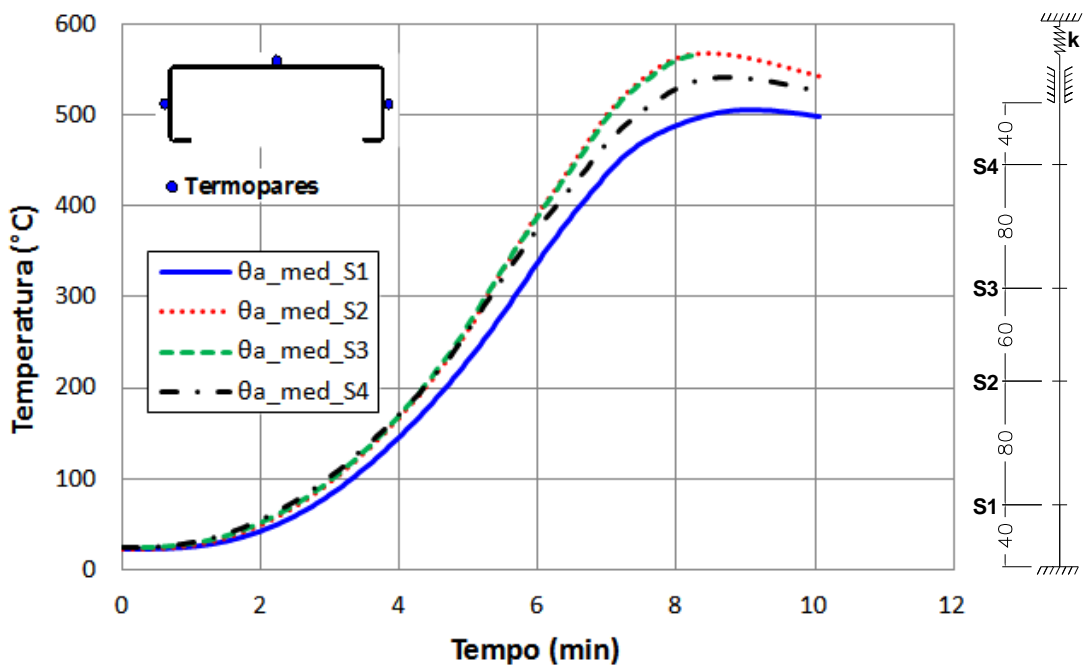


Figura A.39 – P02: Temperatura média em cada seção vs tempo

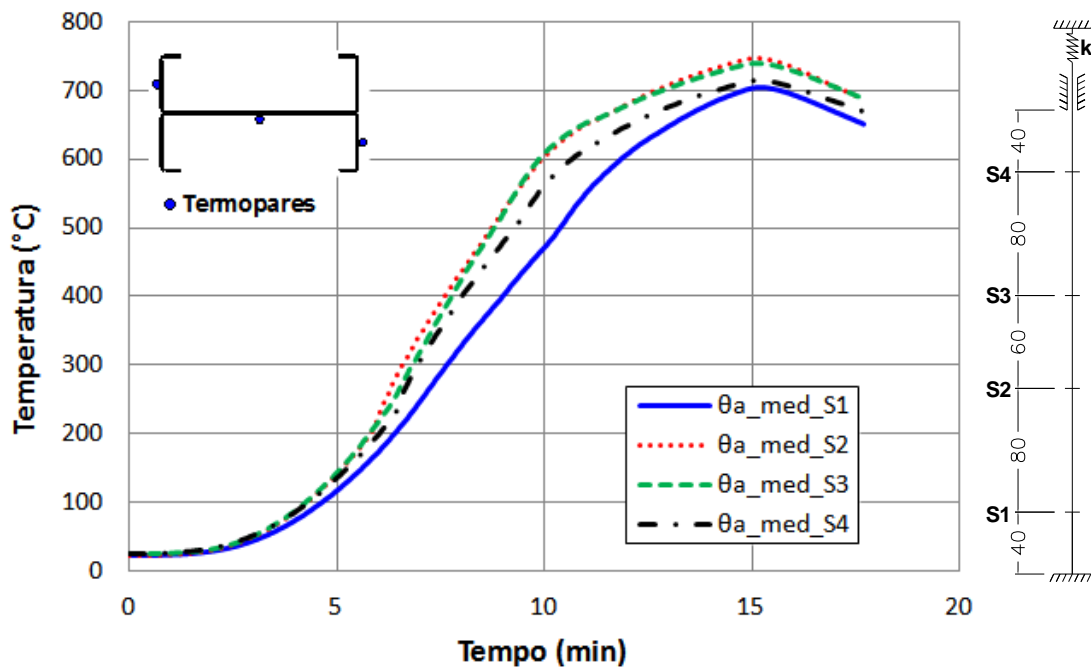


Figura A.40 – P03: Temperatura média em cada seção vs tempo

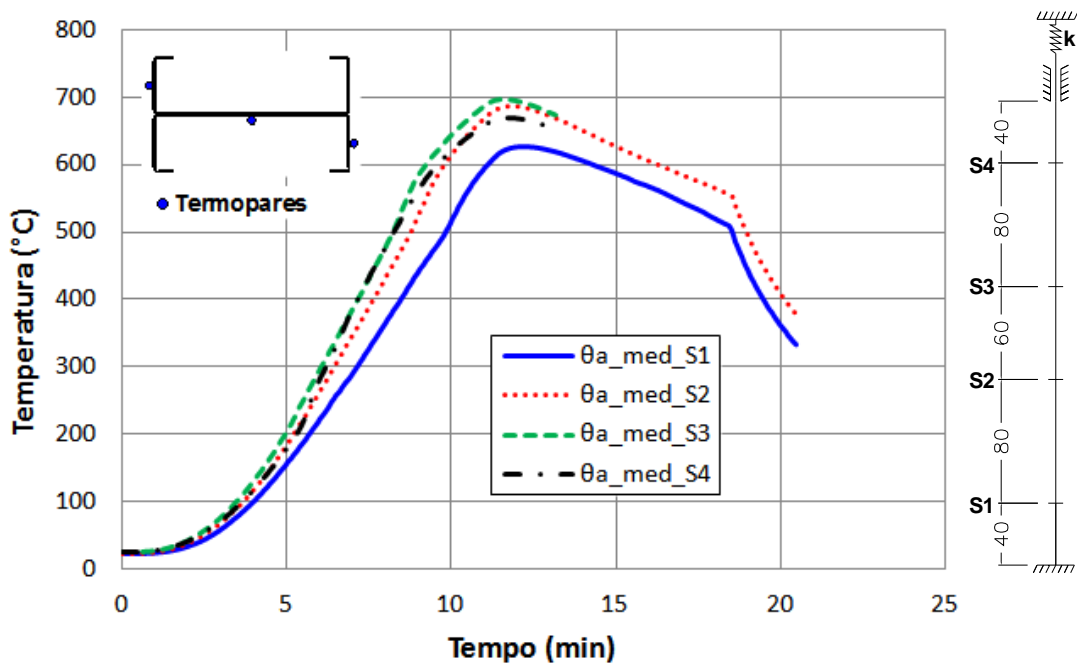


Figura A.41 – P04: Temperatura média em cada seção vs tempo

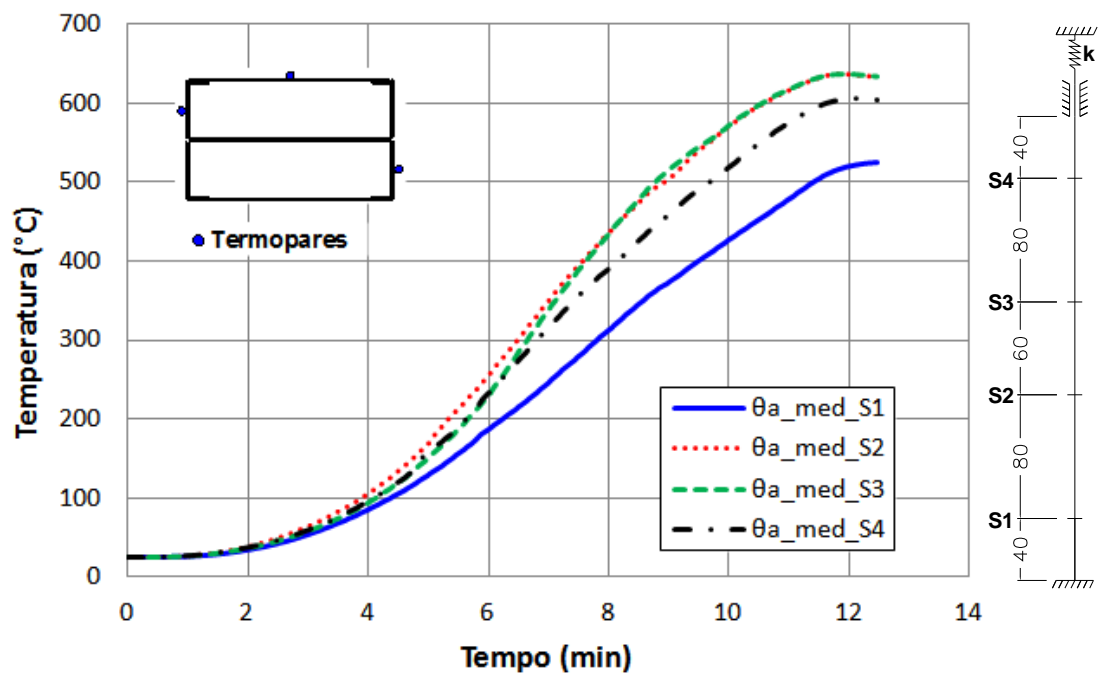


Figura A.42 – P05: Temperatura média em cada seção vs tempo: Pontos exteriores

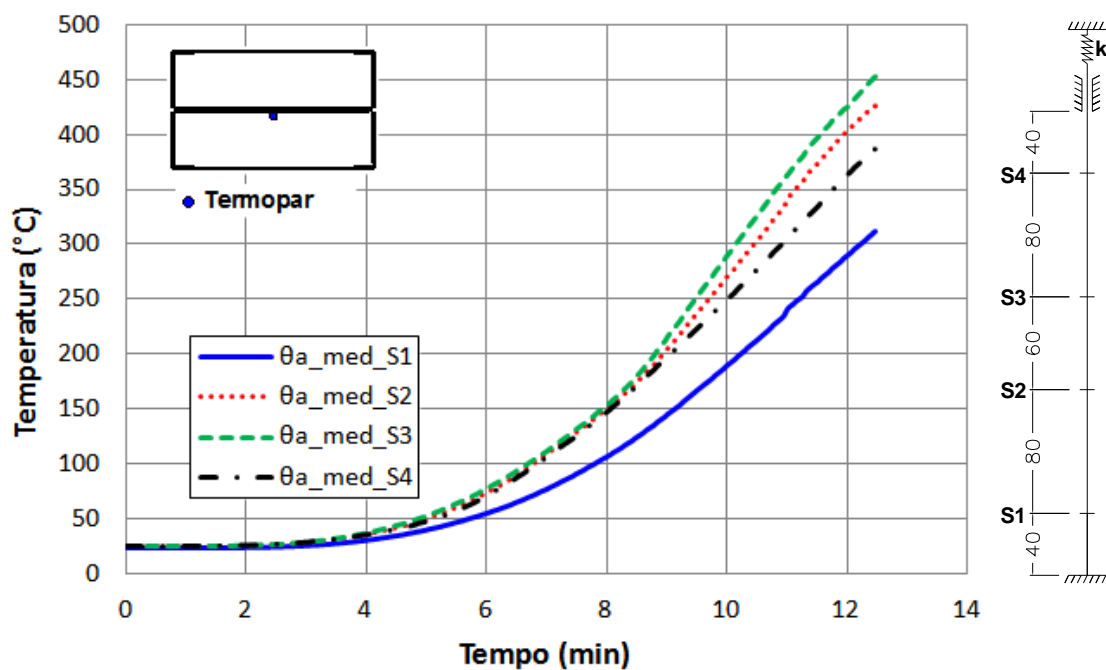


Figura A.43 – P05: Temperatura média em cada seção vs tempo: Ponto interior

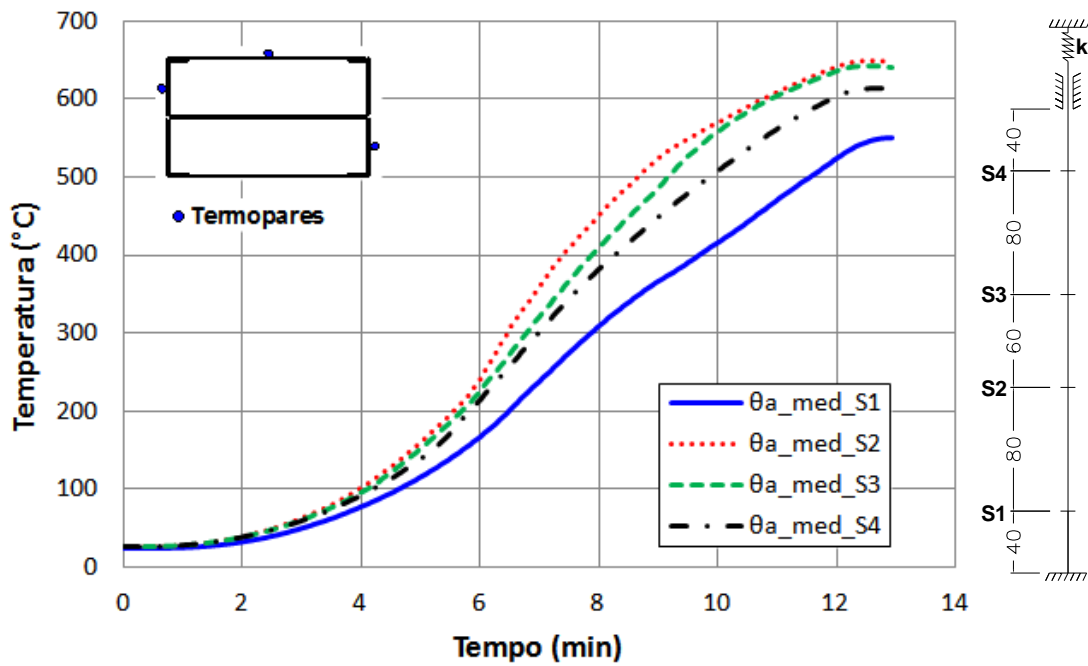


Figura A.44 – P06: Temperatura média em cada seção vs tempo: Pontos exteriores

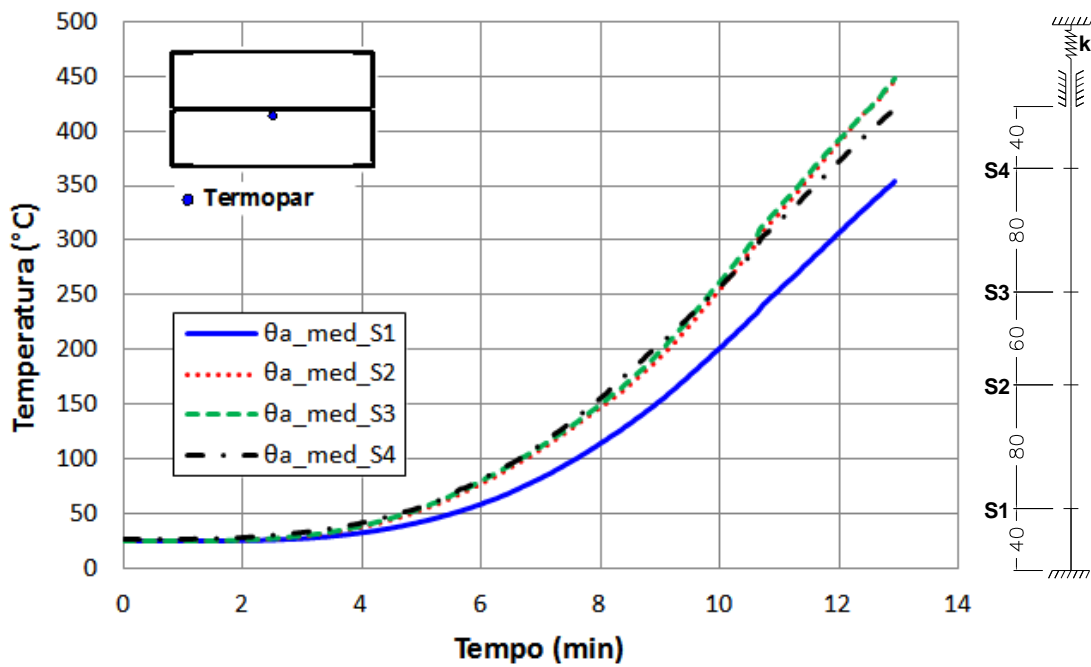


Figura A.45 – P06: Temperatura média em cada seção vs tempo: Ponto interior

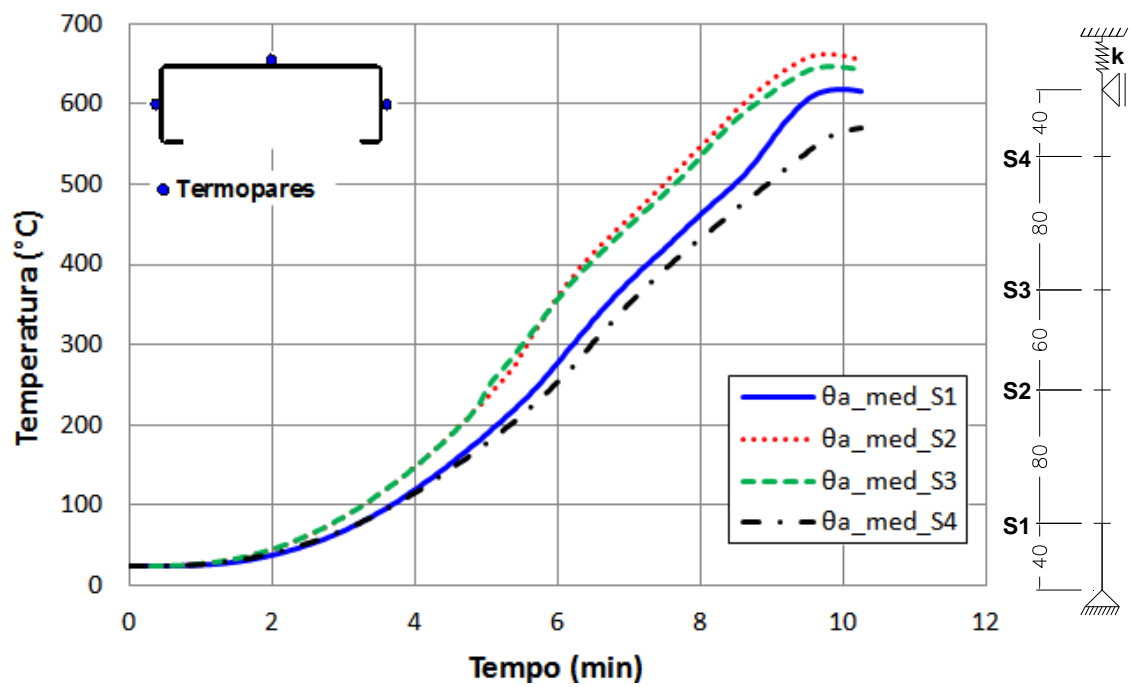


Figura A.46 – P07: Temperatura média em cada seção vs tempo

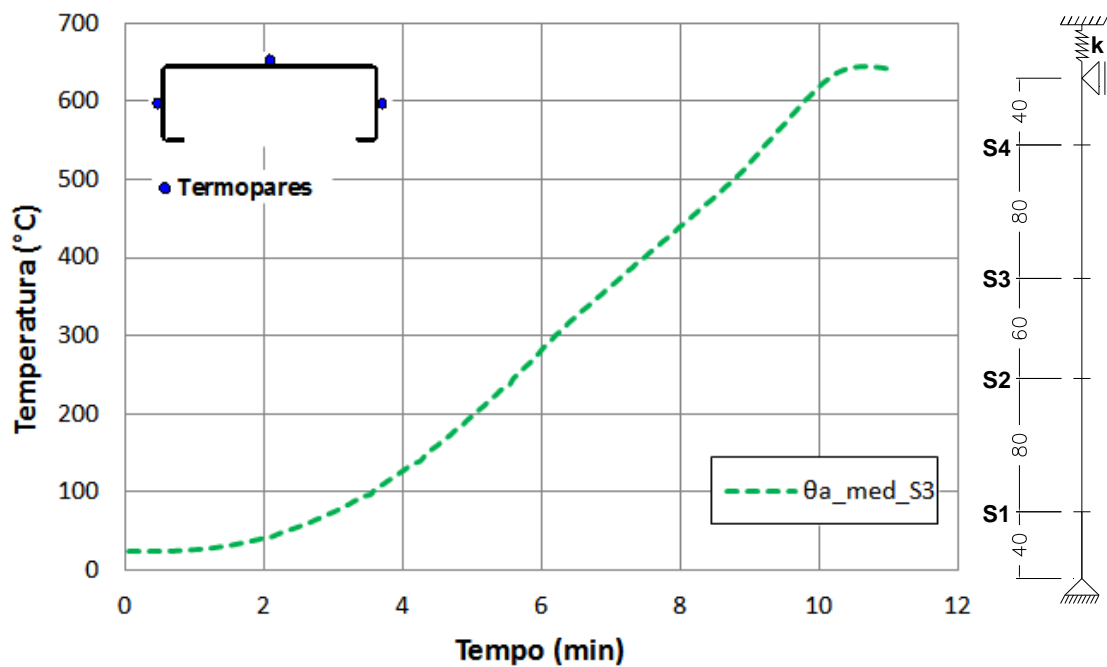


Figura A.47 – P08: Temperatura média em cada seção vs tempo

OBS: Não houve medição de temperatura nas seções S1, S2 e S4 para o elemento P08.

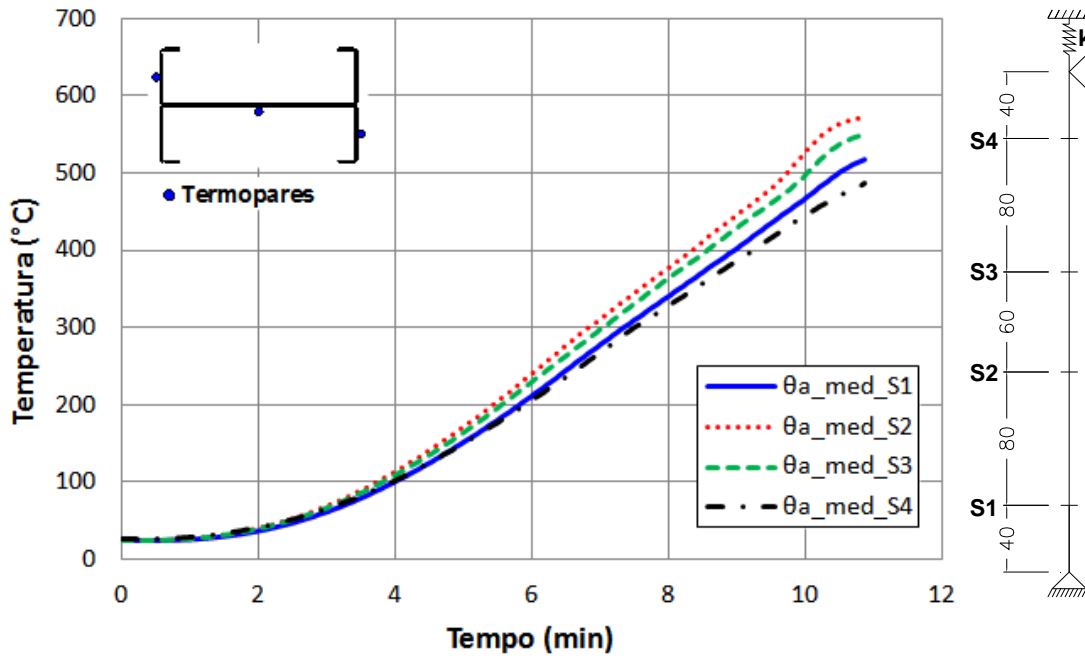


Figura A.48 – P09: Temperatura média em cada seção vs tempo

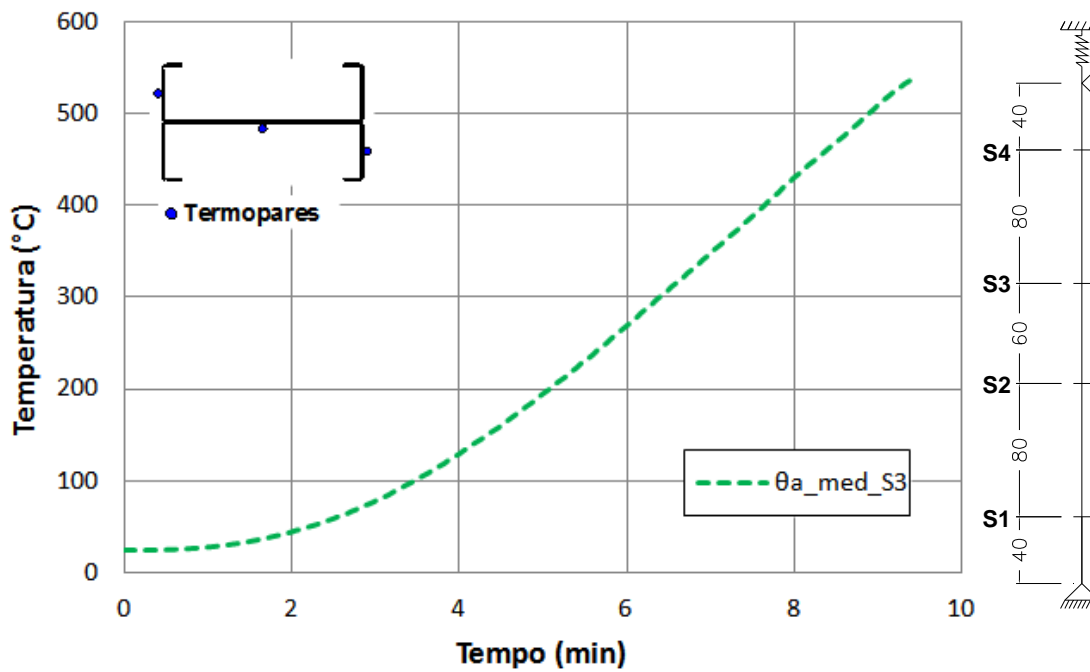


Figura A.49 – P10: Temperatura média em cada seção vs tempo

OBS: Não houve medição de temperatura nas seções S1, S2 e S4 para o elemento P10.

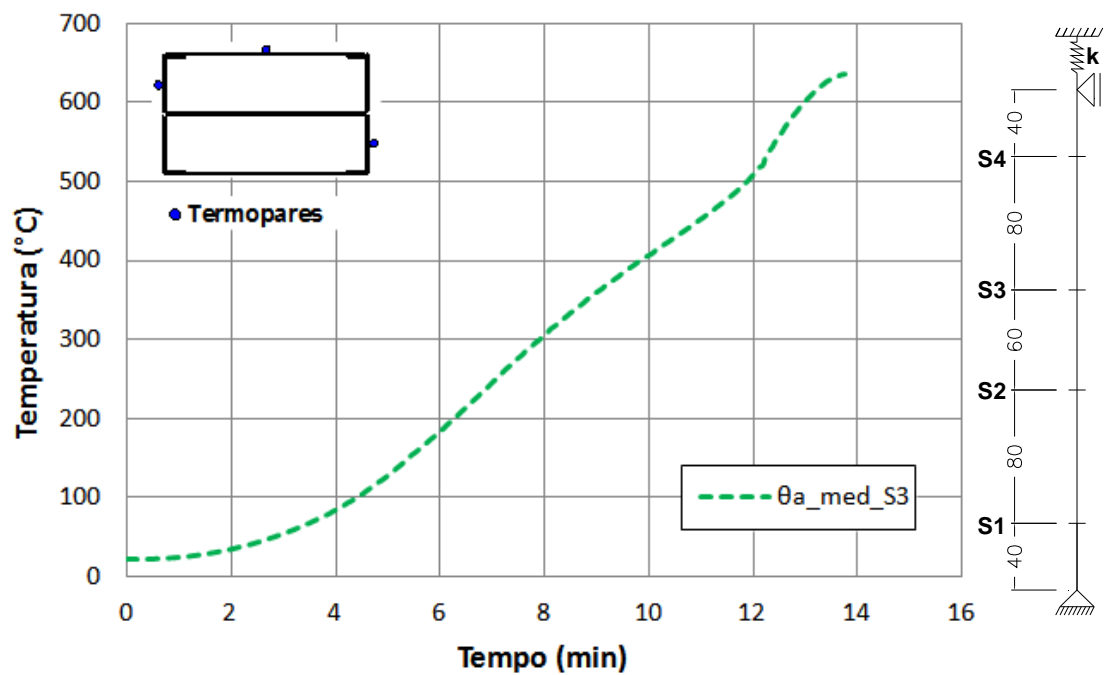


Figura A.50 – P11: Temperatura média em cada seção vs tempo: Pontos exteriores

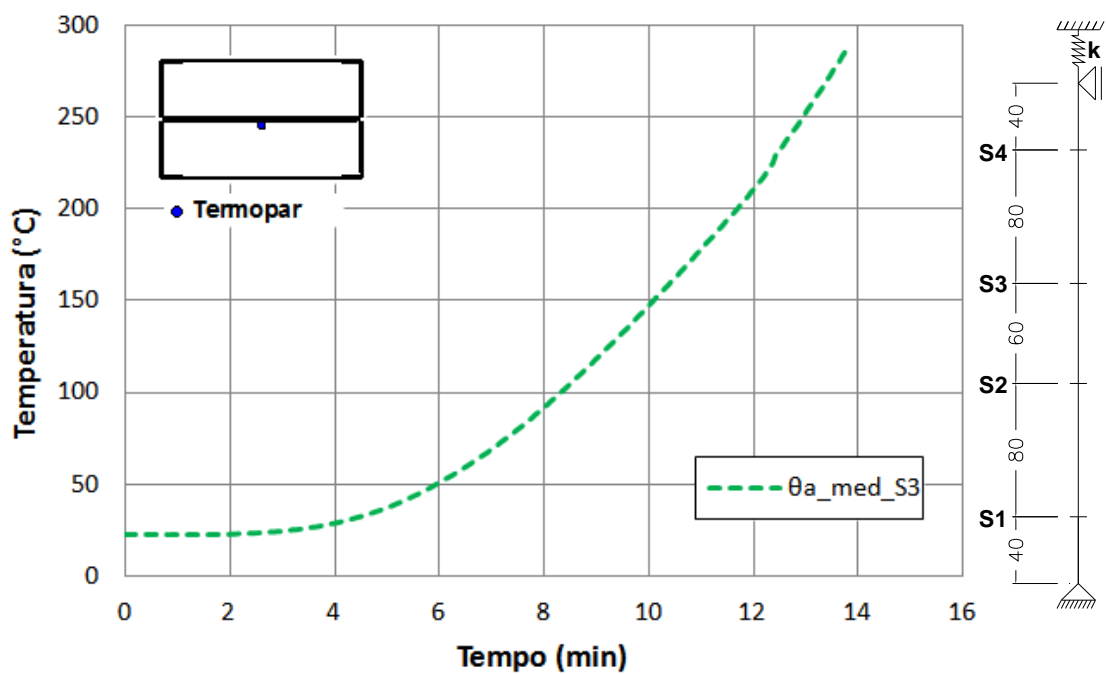


Figura A.51 – P11: Temperatura média em cada seção vs tempo: Ponto interior

OBS: Não houve medição de temperatura nas seções S1, S2 e S4 para o elemento P11.

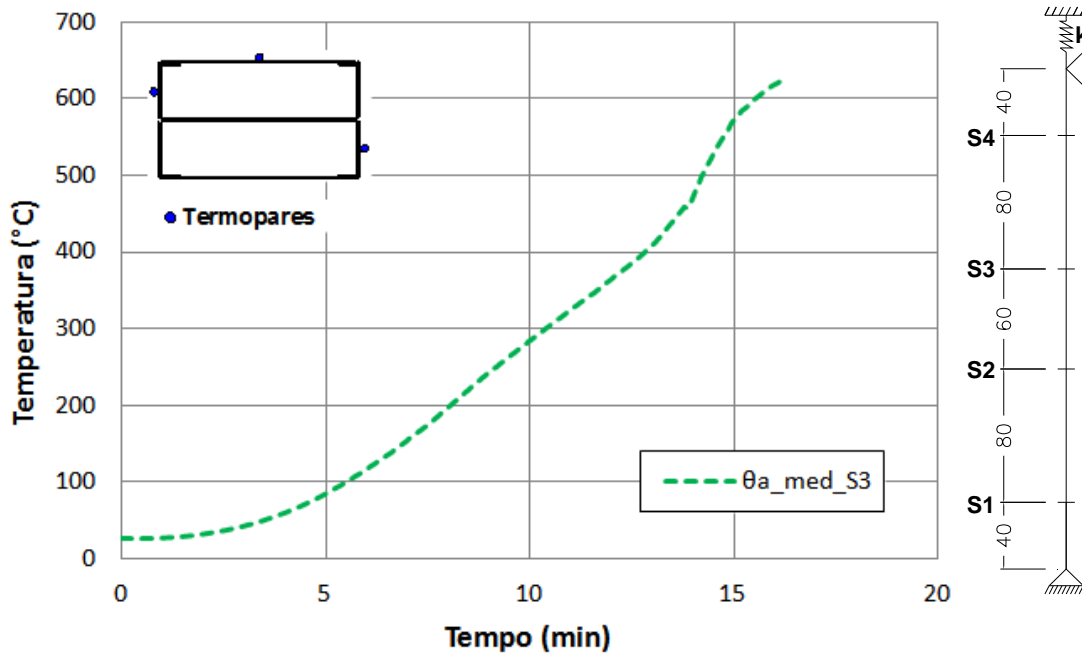


Figura A.52 – P12: Temperatura média em cada seção vs tempo: Pontos exteriores

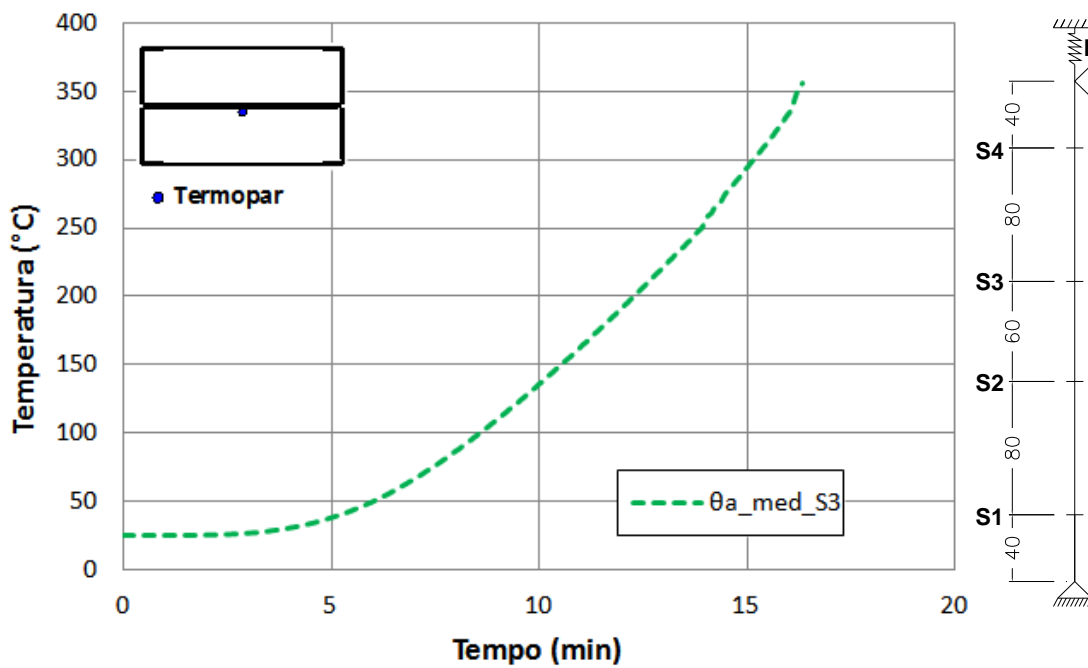


Figura A.53 – P12: Temperatura média em cada seção vs tempo: Ponto interior

OBS: Não houve medição de temperatura nas seções S1, S2 e S4 para o elemento P12.

A.3 TEMPERATURA NO FORNO

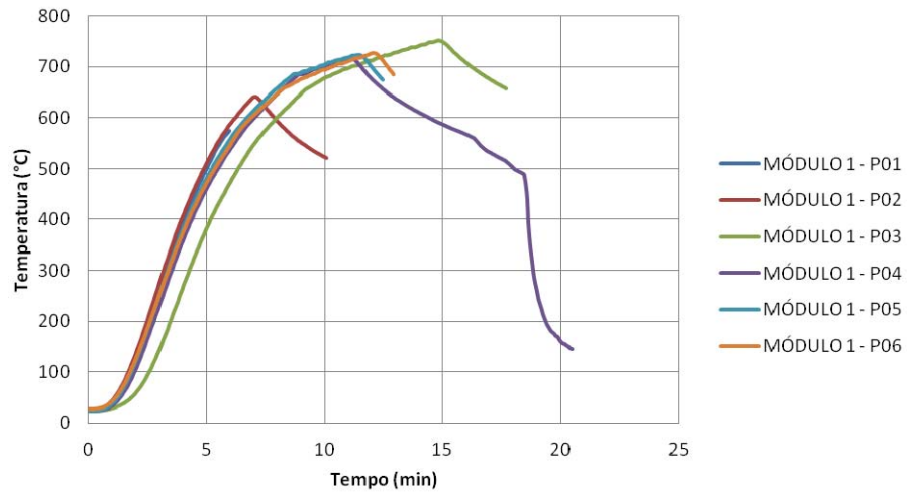


Figura A.54 – Temperatura no forno: Elementos com extremidades engastadas -Módulo 1

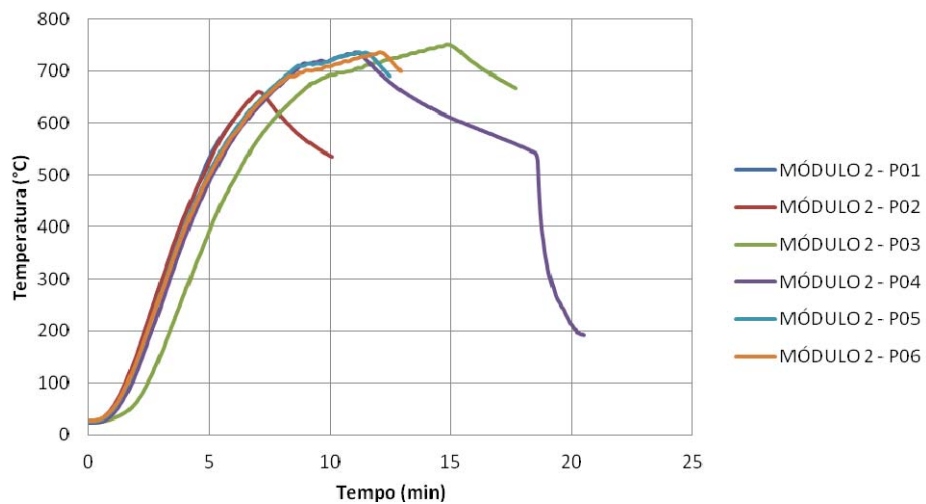


Figura A.55 – Temperatura no forno: Elementos com extremidades engastadas -Módulo 2

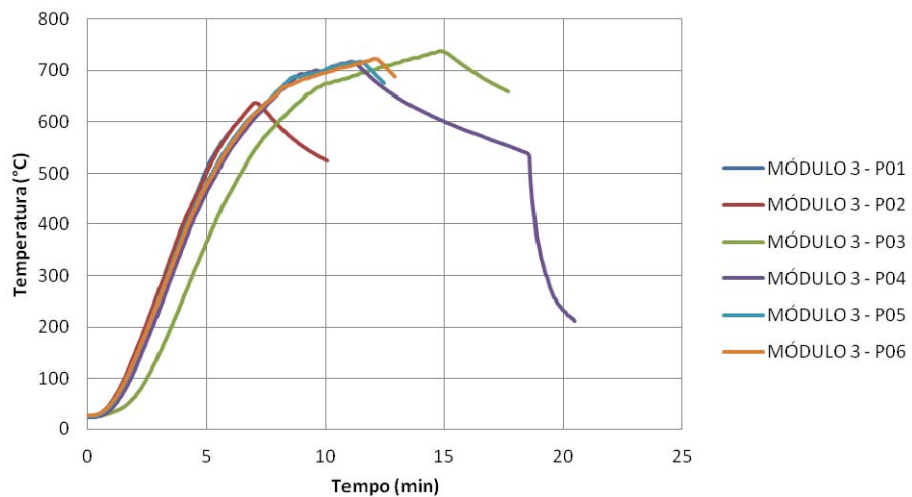


Figura A.56 – Temperatura no forno: Elementos com extremidades engastadas - Módulo 3

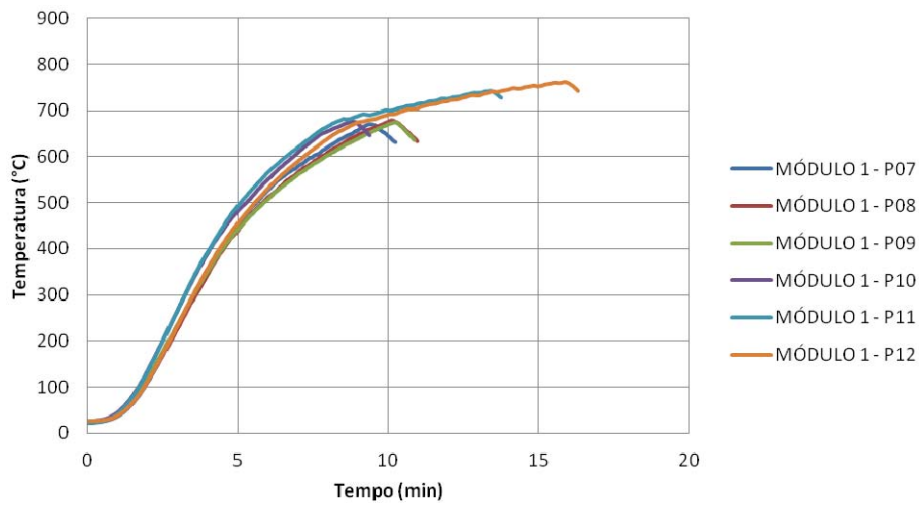


Figura A.57 – Temperatura no forno: Elementos com extremidades rotuladas - Módulo 1

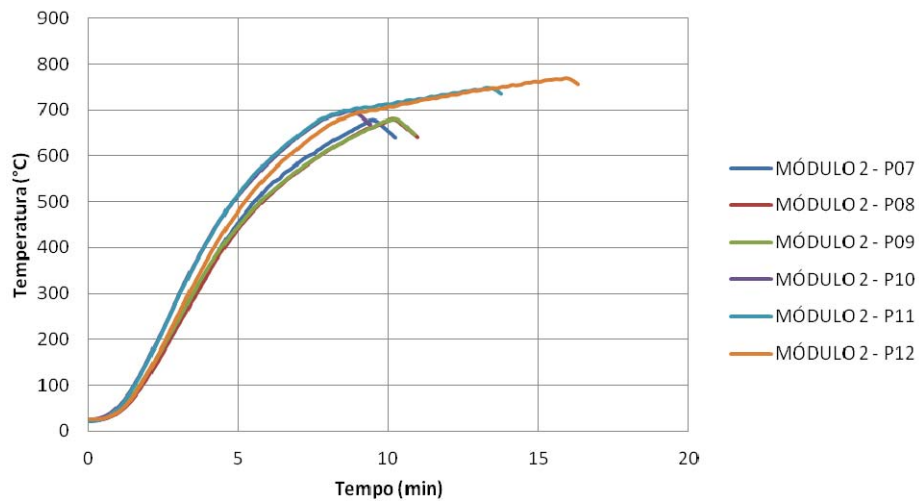


Figura A.58 – Temperatura no forno: Elementos com extremidades rotuladas - Módulo 2

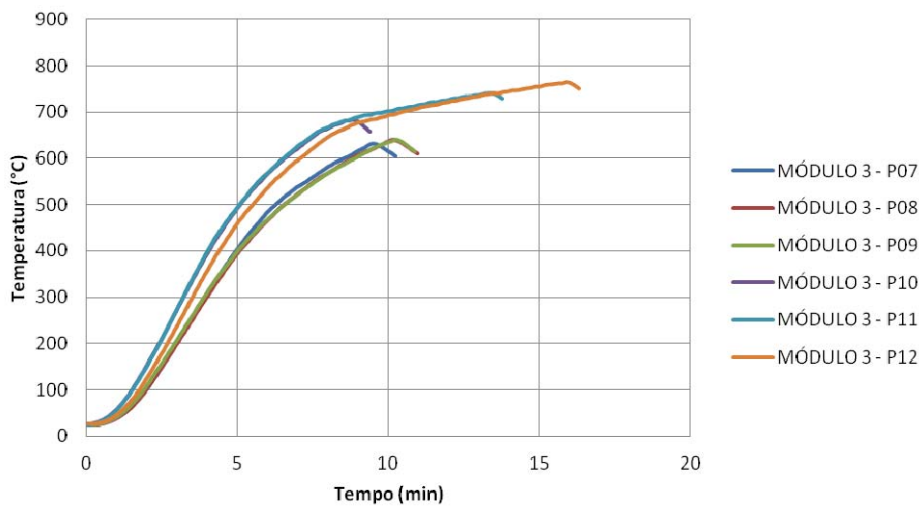


Figura A.59 – Temperatura no forno: Elementos com extremidades rotuladas - Módulo 3

APÊNDICE

B

O apêndice B contém os resultados da temperatura medida ao longo da altura dos elementos.

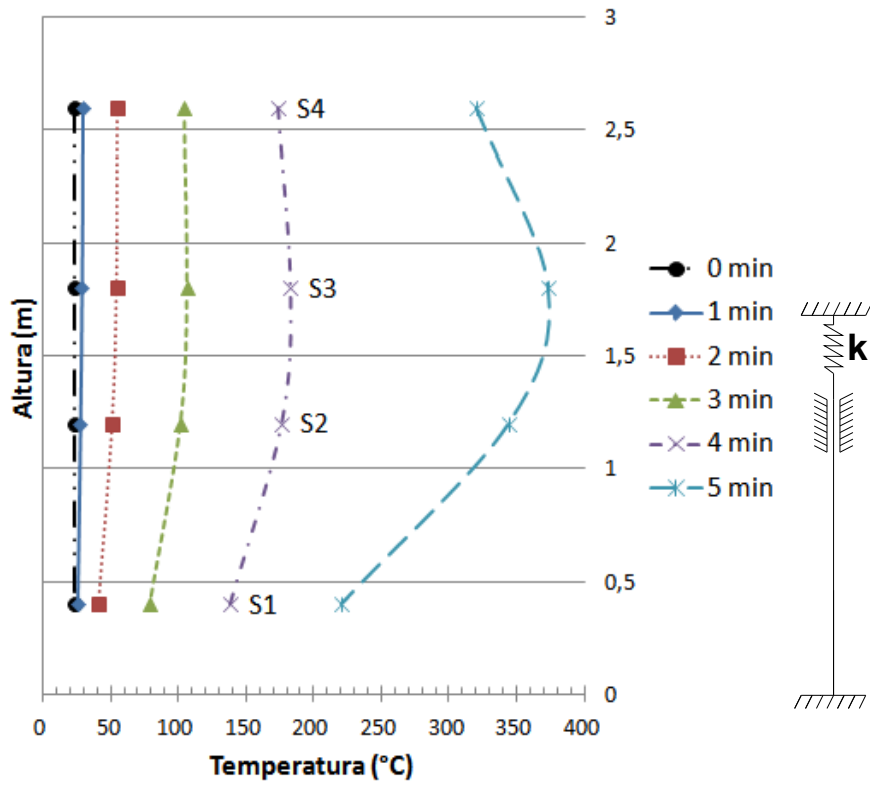


Figura B.1 – Distribuição de temperatura ao longo do comprimento: P01.

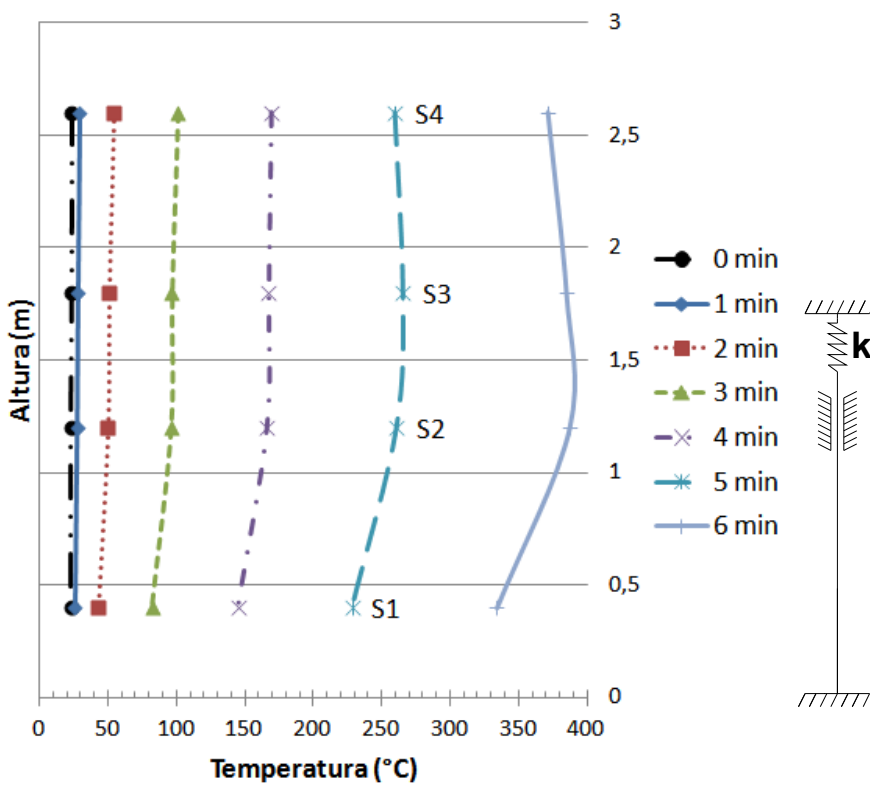


Figura B.2 – Distribuição de temperatura ao longo do comprimento: P02.

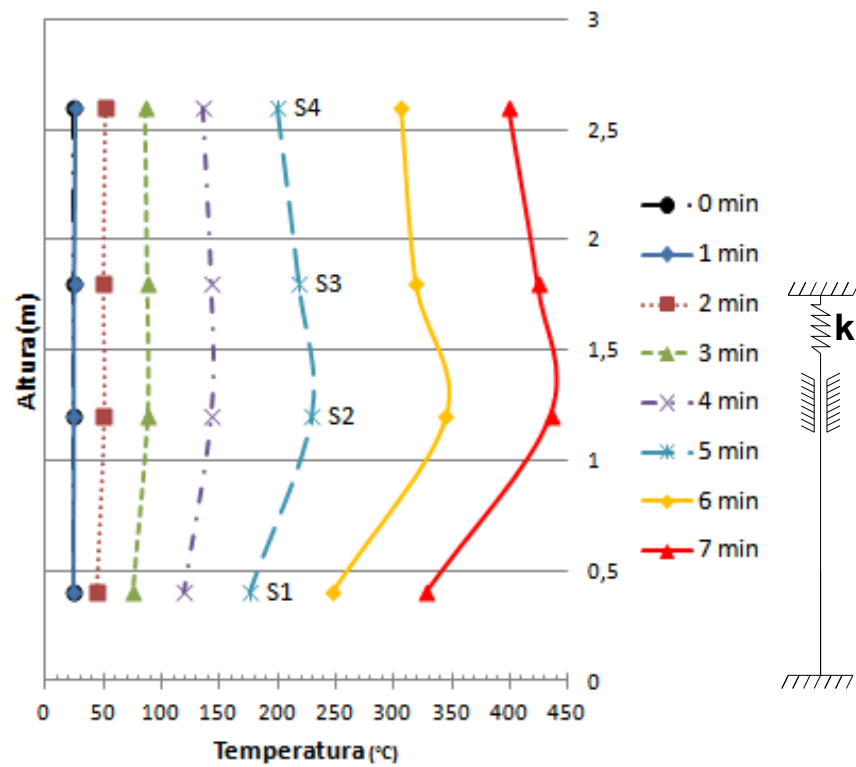


Figura B.3 – Distribuição de temperatura ao longo do comprimento: P03.

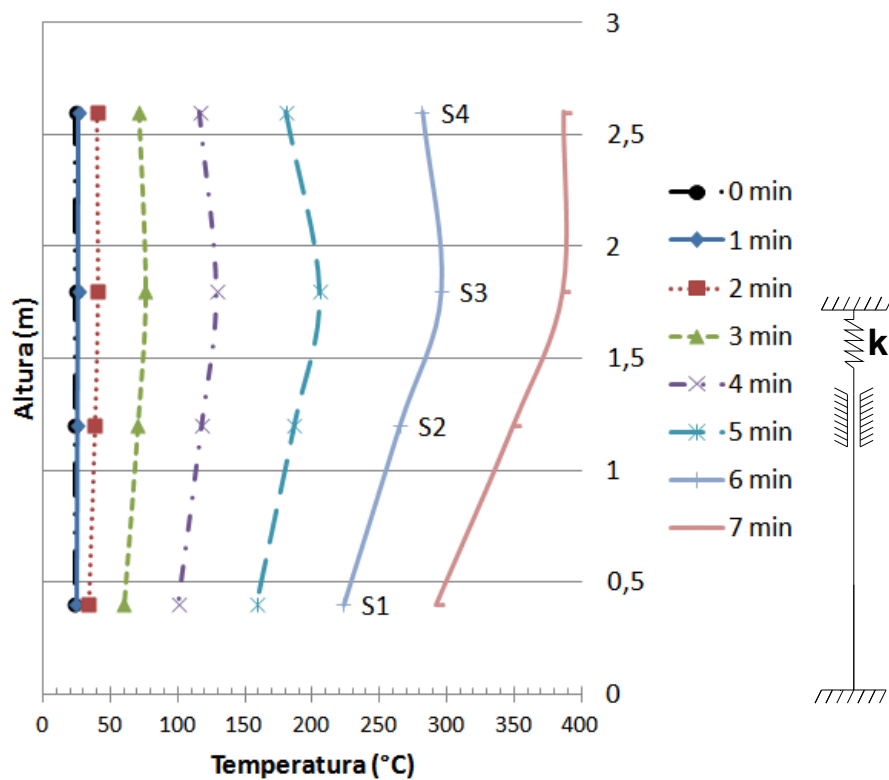


Figura B.4 – Distribuição de temperatura ao longo do comprimento: P04.

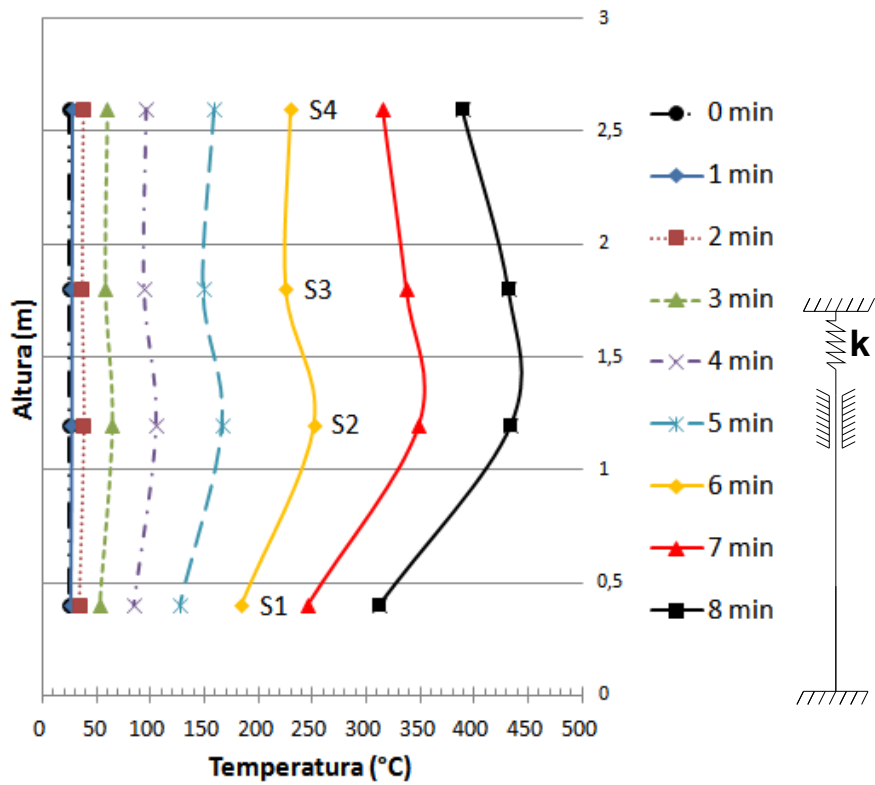


Figura B.5 – Distribuição de temperatura ao longo do comprimento: P05.

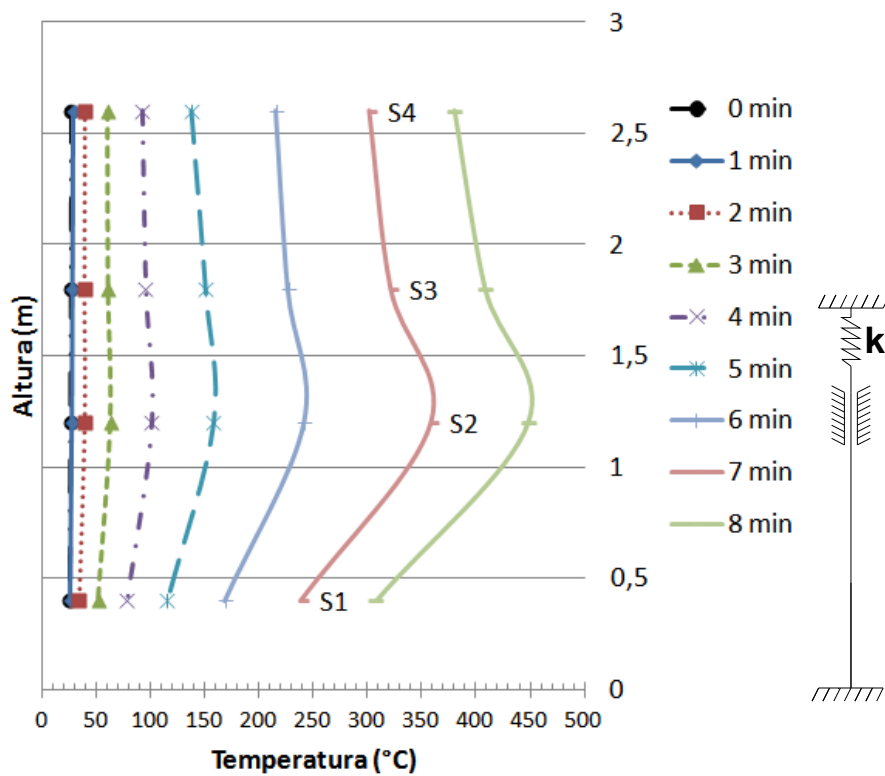


Figura B.6 – Distribuição de temperatura ao longo do comprimento: P06.

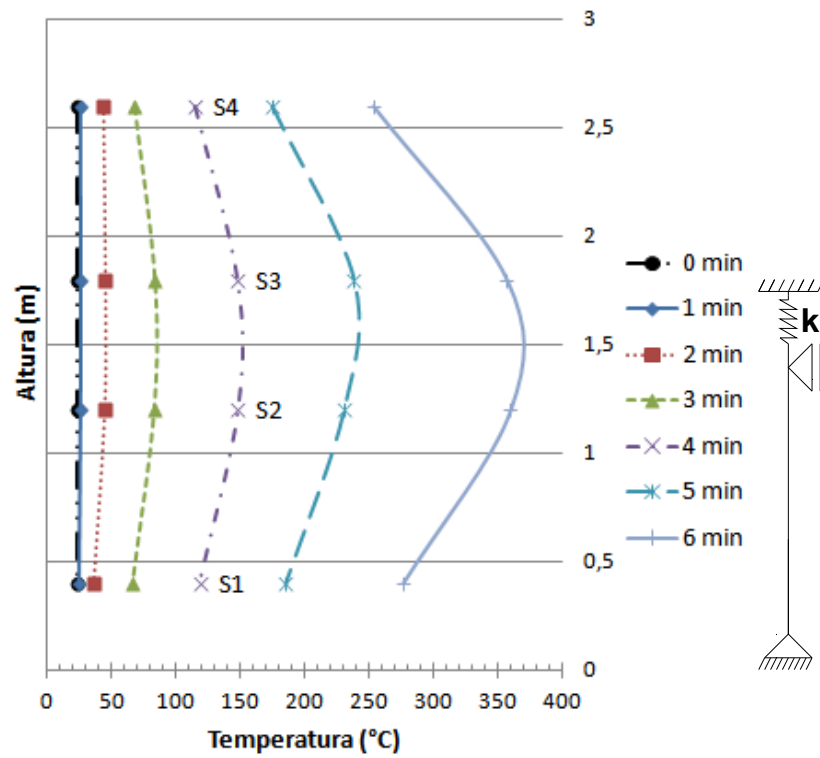


Figura B.7 – Distribuição de temperatura ao longo do comprimento: P07.

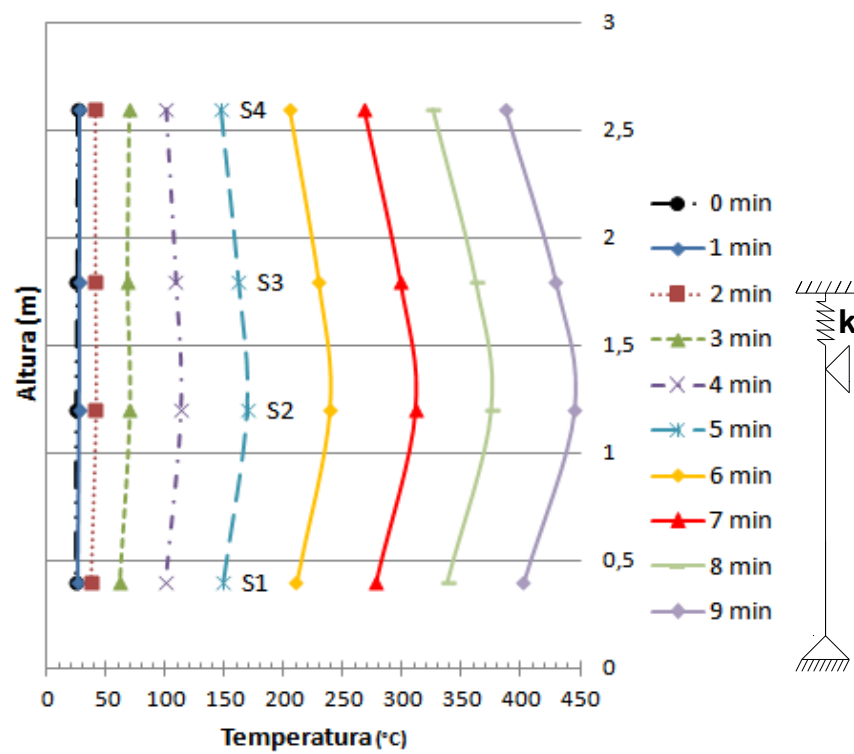


Figura B.8 – Distribuição de temperatura ao longo do comprimento: P09.

OBS: Para os elementos P08, P10, P11 e P12, apenas houve medição e registro de temperatura para a seção S3.

O apêndice C contém os resultados dos deslocamentos no aparelho de apoio.

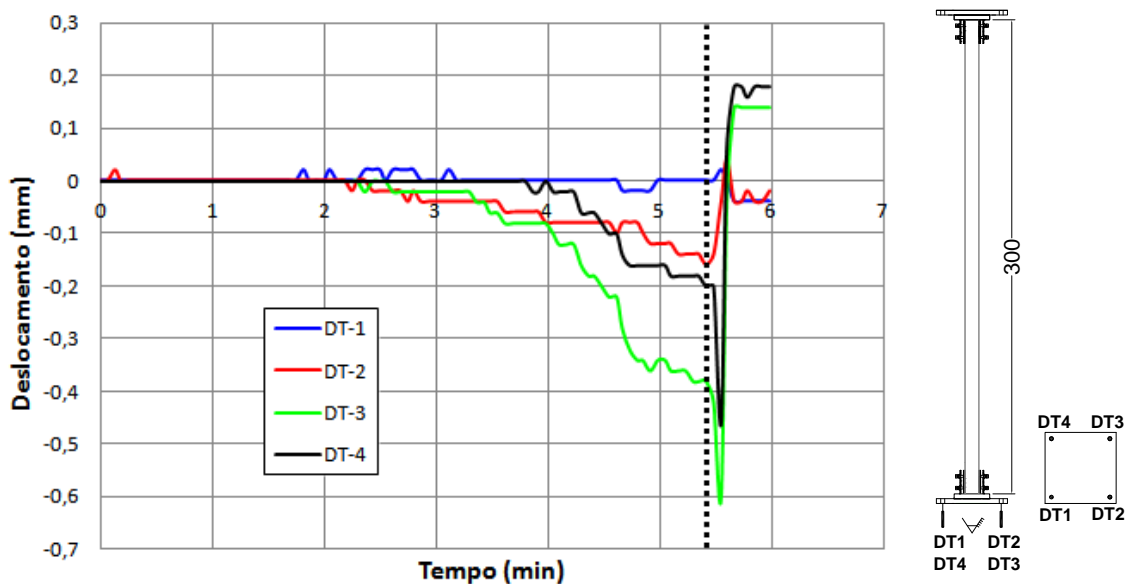


Figura C.1 – Ensaio do elemento P01: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade inferior

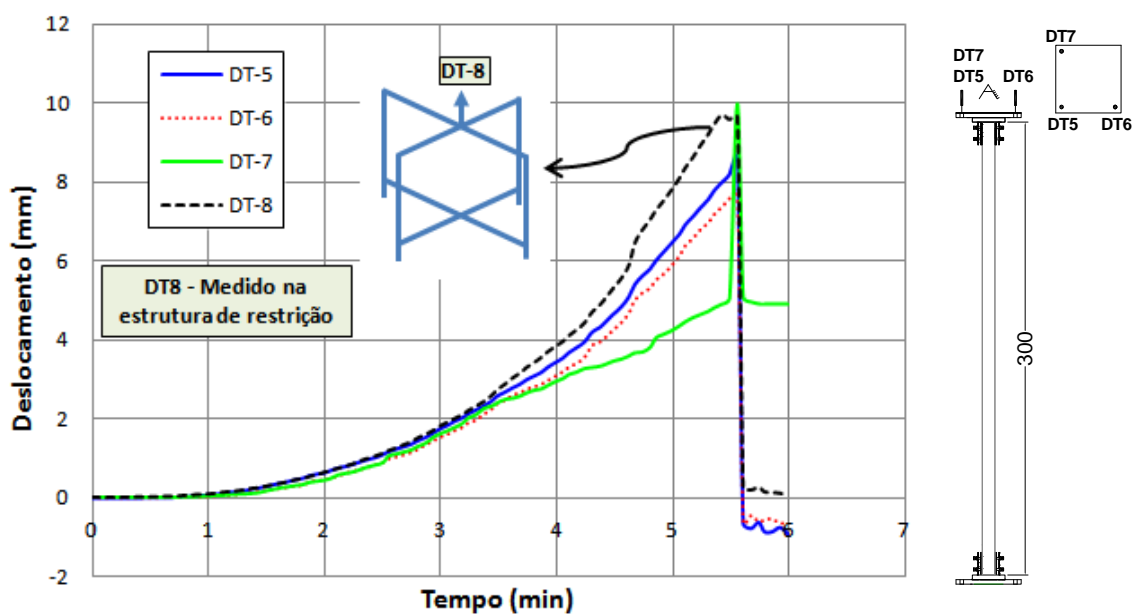


Figura C.2 – Ensaio do elemento P01: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

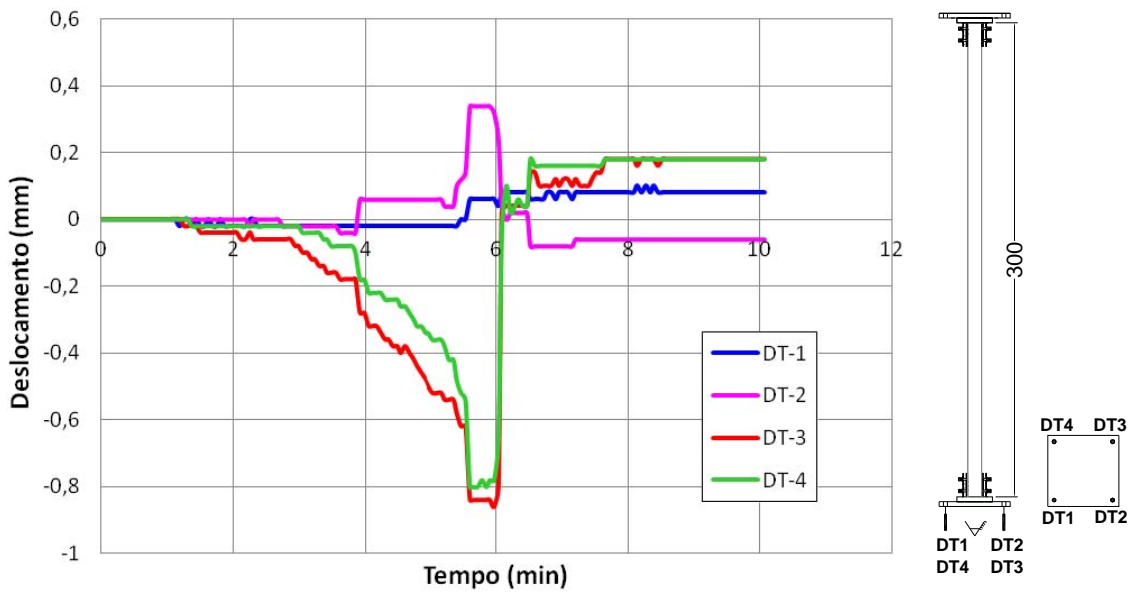


Figura C.3 – Ensaio do elemento P02: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade inferior

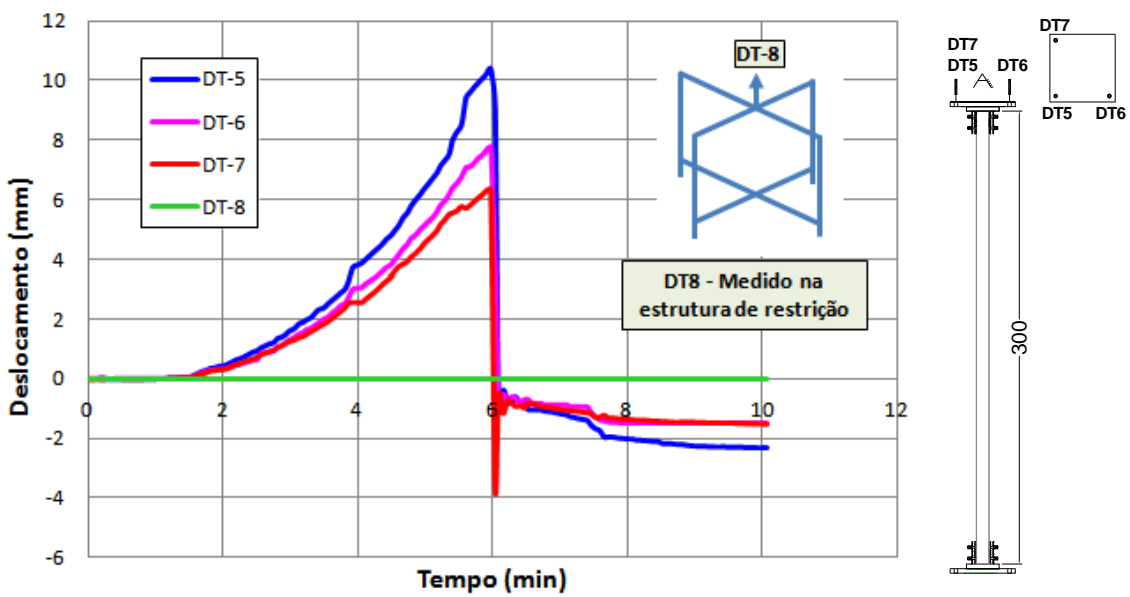


Figura C.4 – Ensaio do elemento P02: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

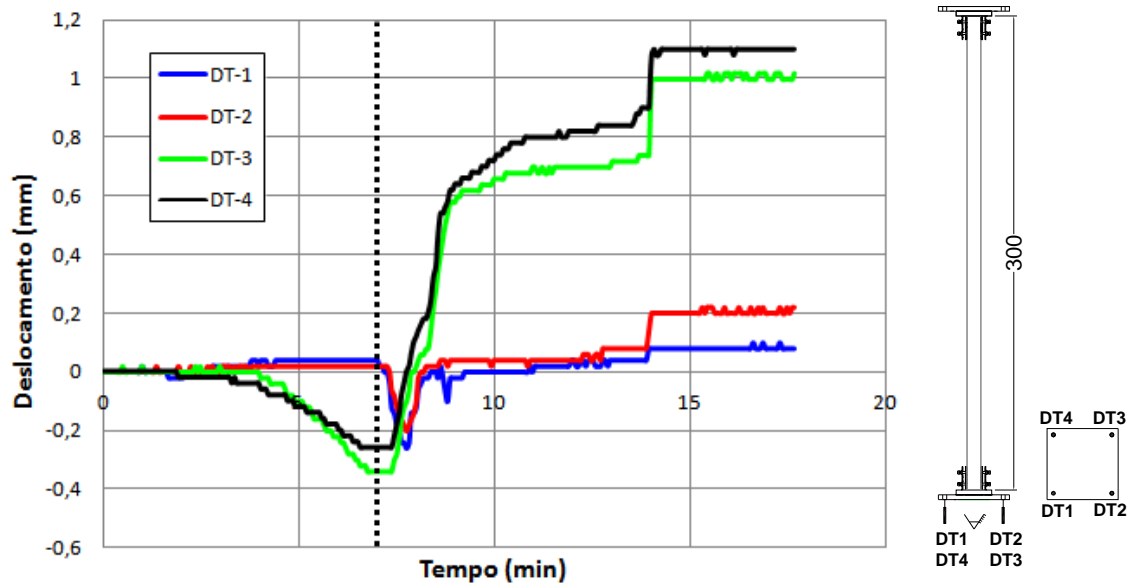


Figura C.5 – Ensaio do elemento P03: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade inferior

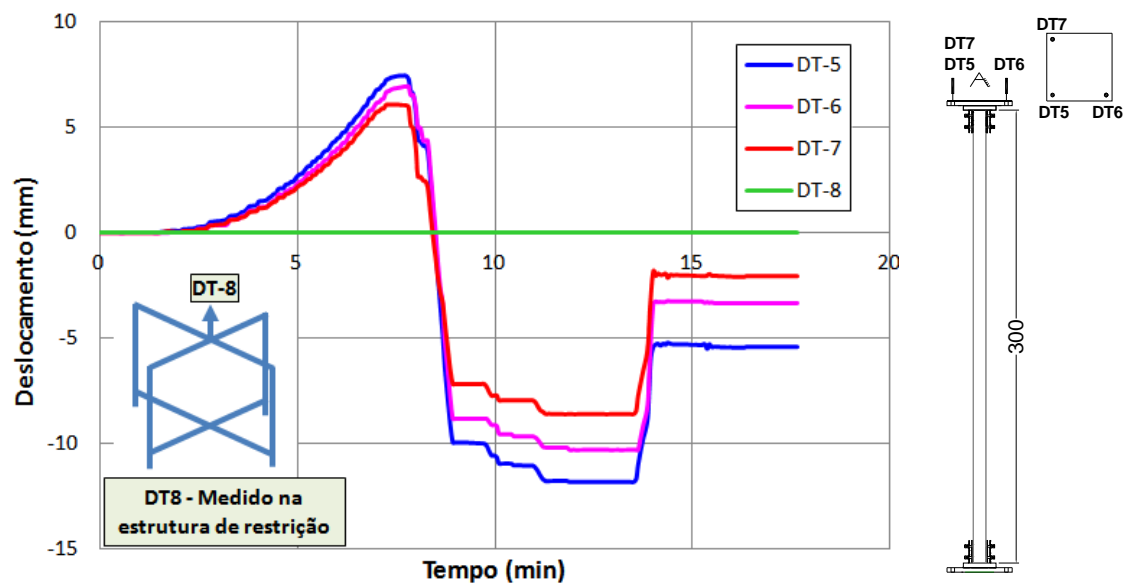


Figura C.6 – Ensaio do elemento P03: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

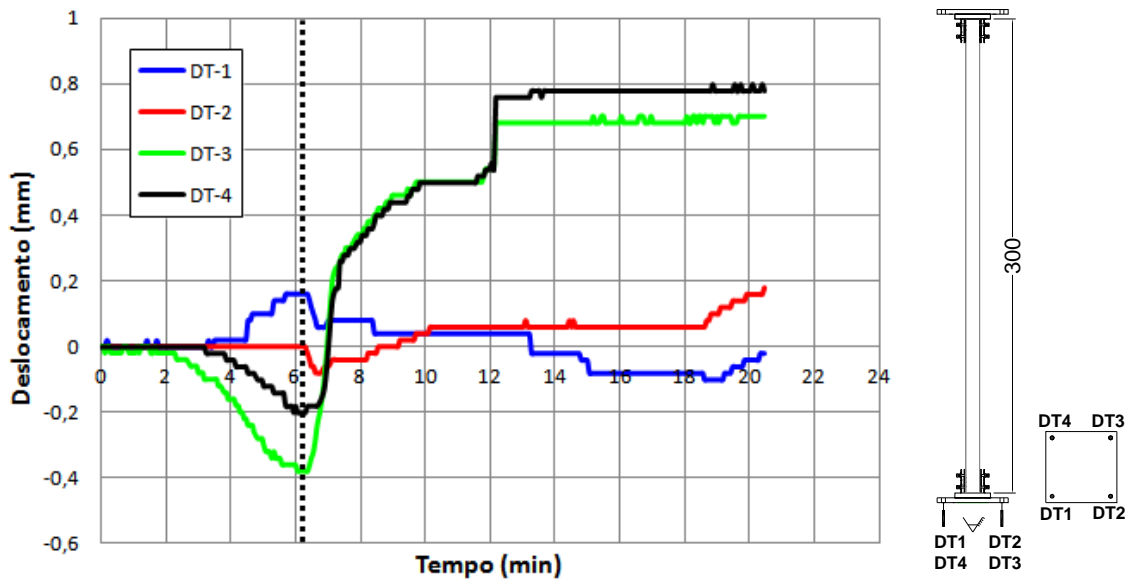


Figura C.7 – Ensaio do elemento P04: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade inferior

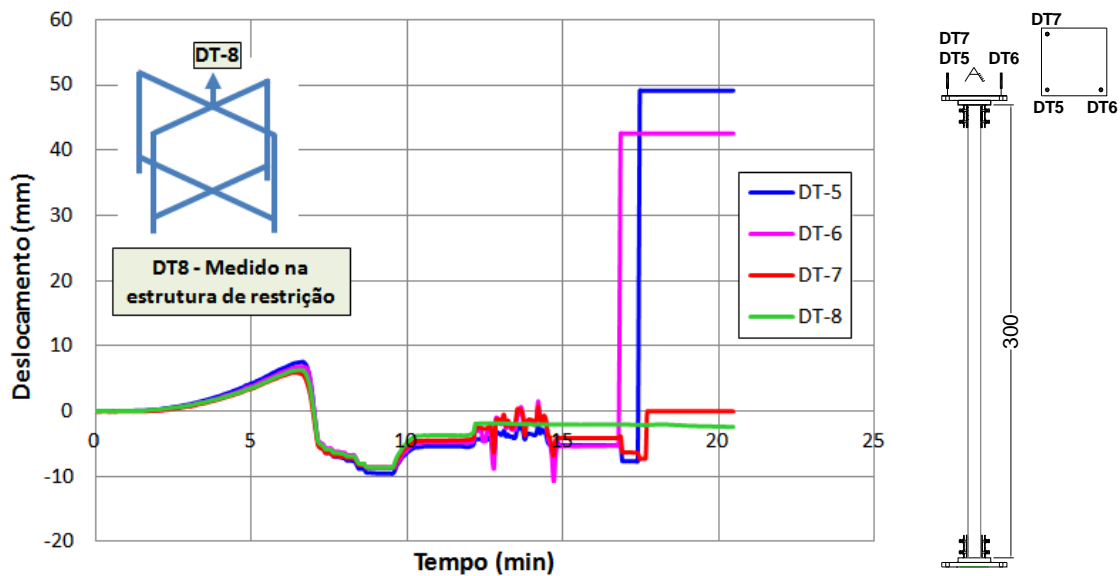


Figura C.8 – Ensaio do elemento P04: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

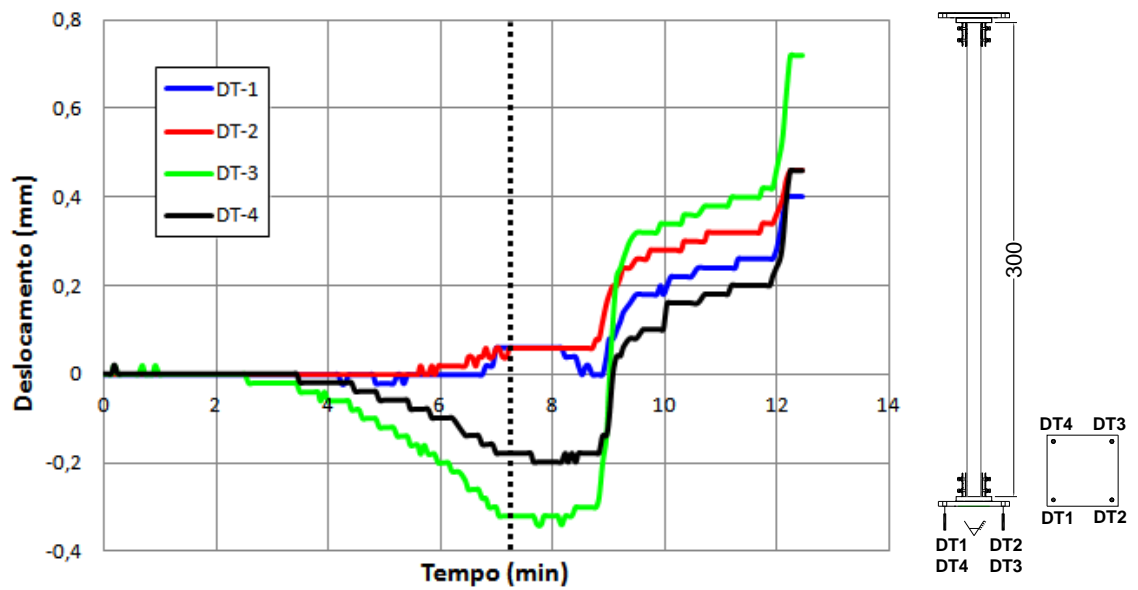


Figura C.9 – Ensaio do elemento P05: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade inferior

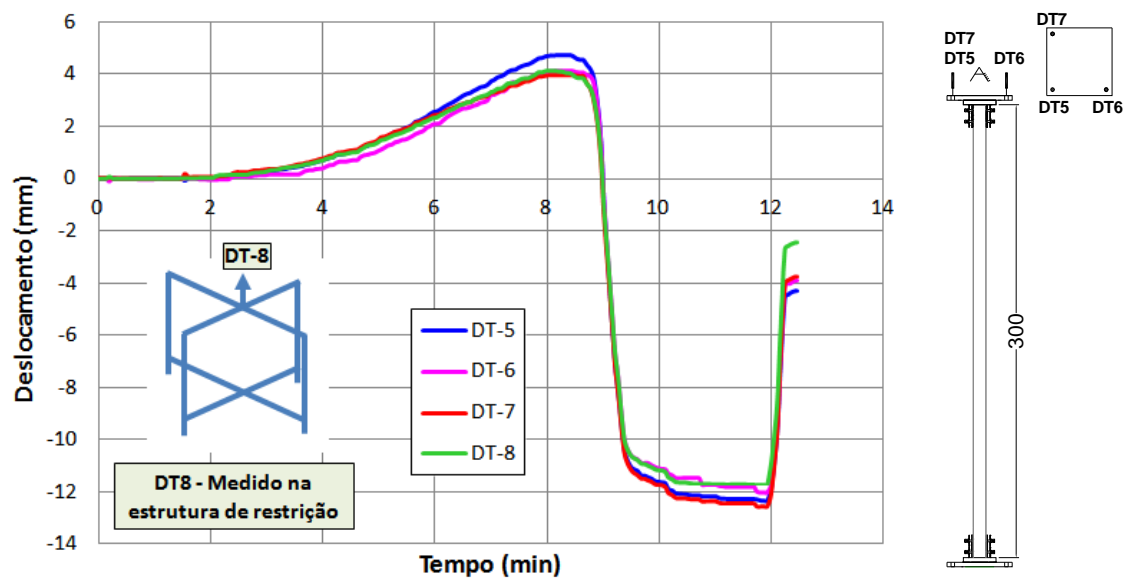


Figura C.10 – Ensaio do elemento P05: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

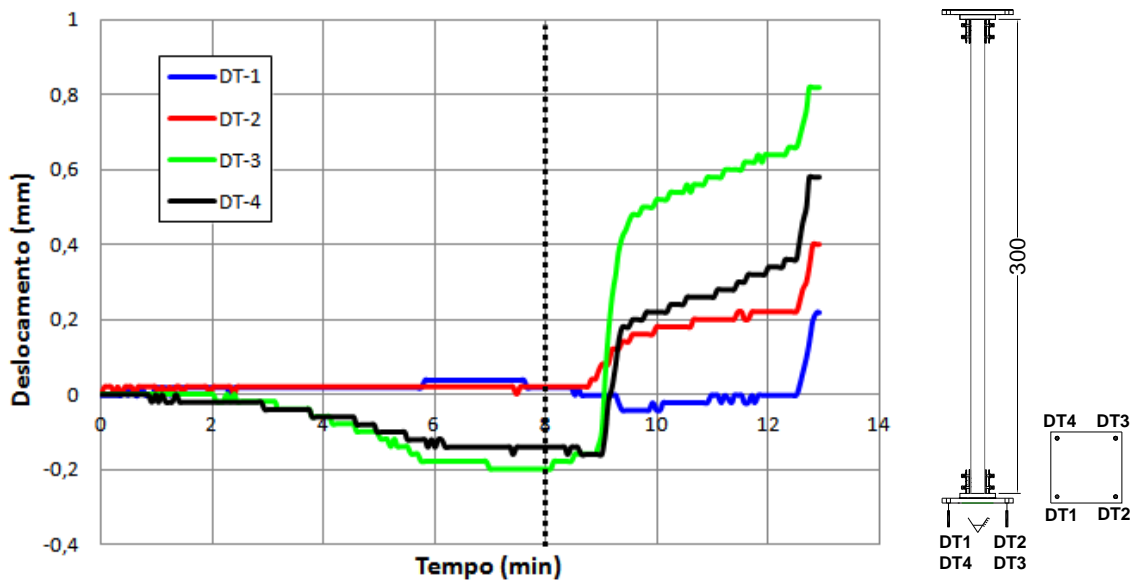


Figura C.11 – Ensaio do elemento P06: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade inferior

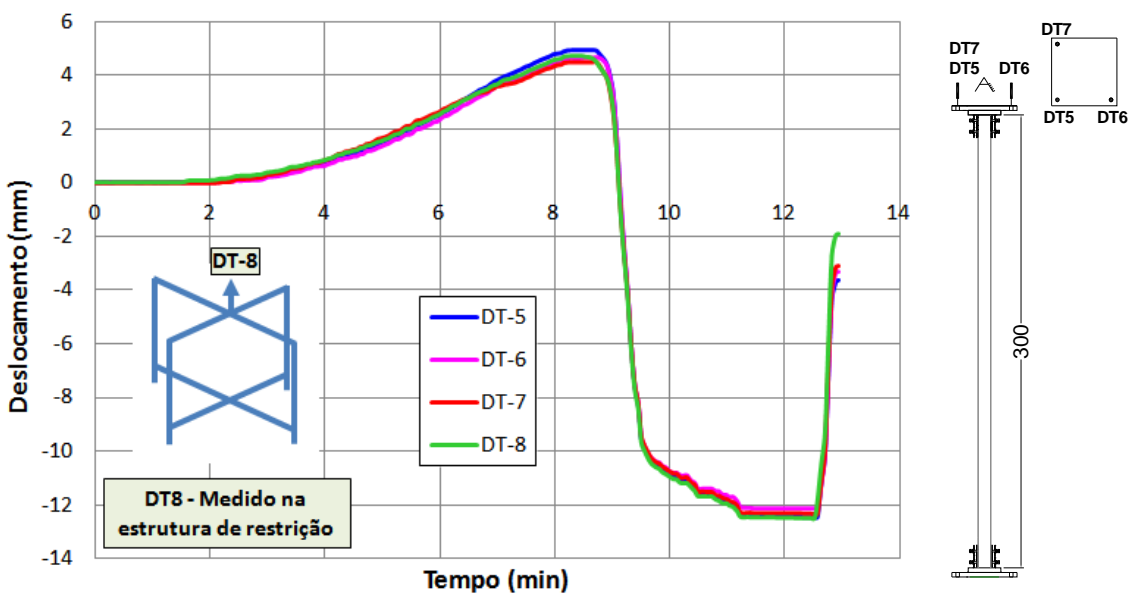


Figura C.12 – Ensaio do elemento P06: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

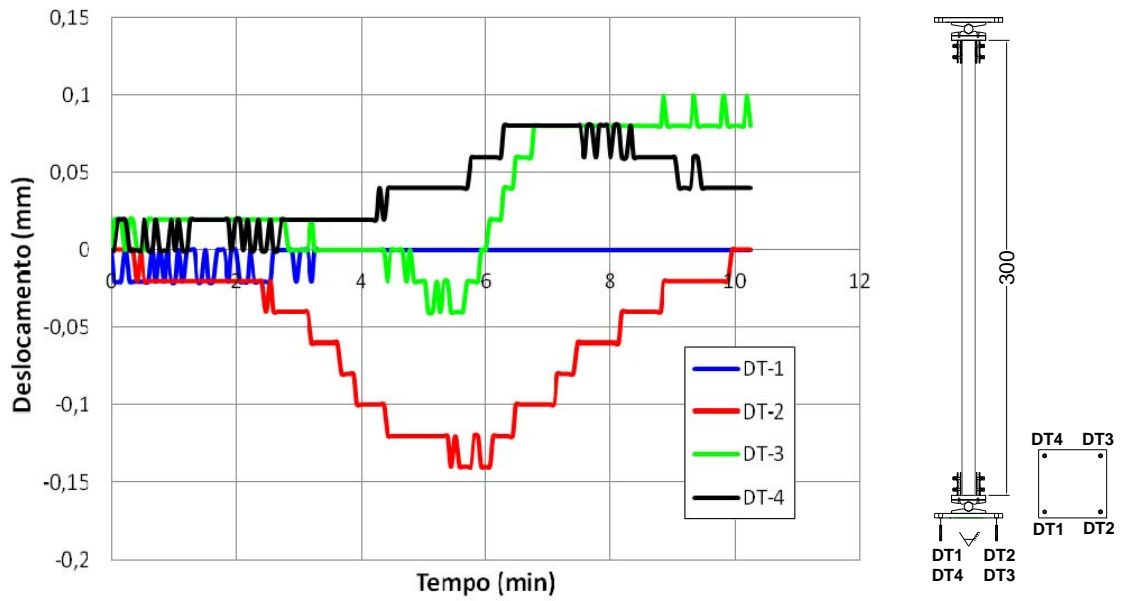


Figura C.13 – Ensaio do elemento P07: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade inferior

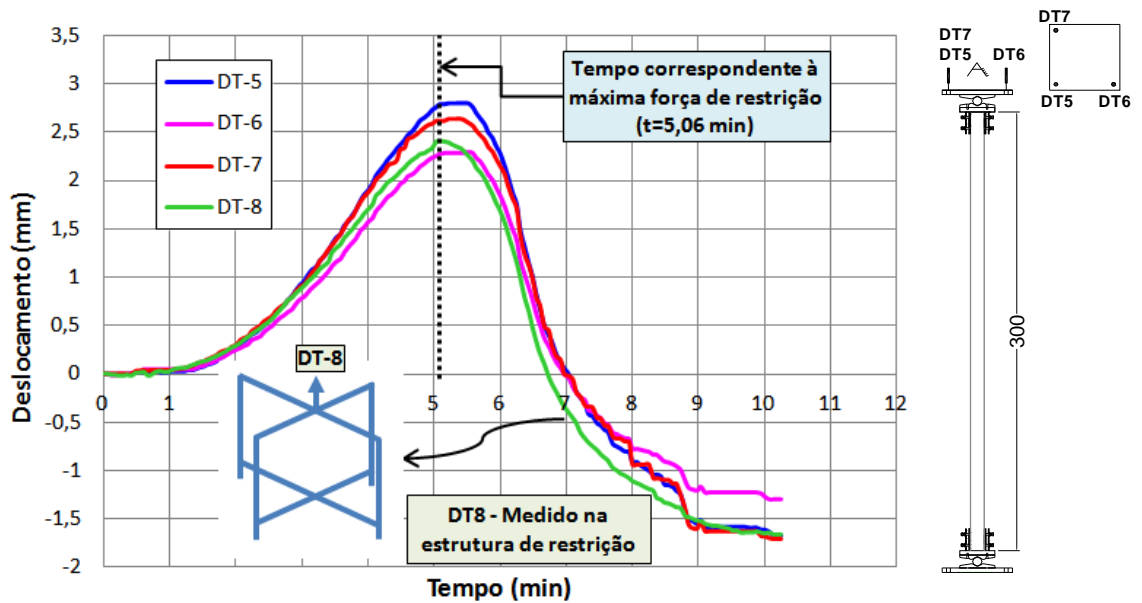


Figura C.14 – Ensaio do elemento P07: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

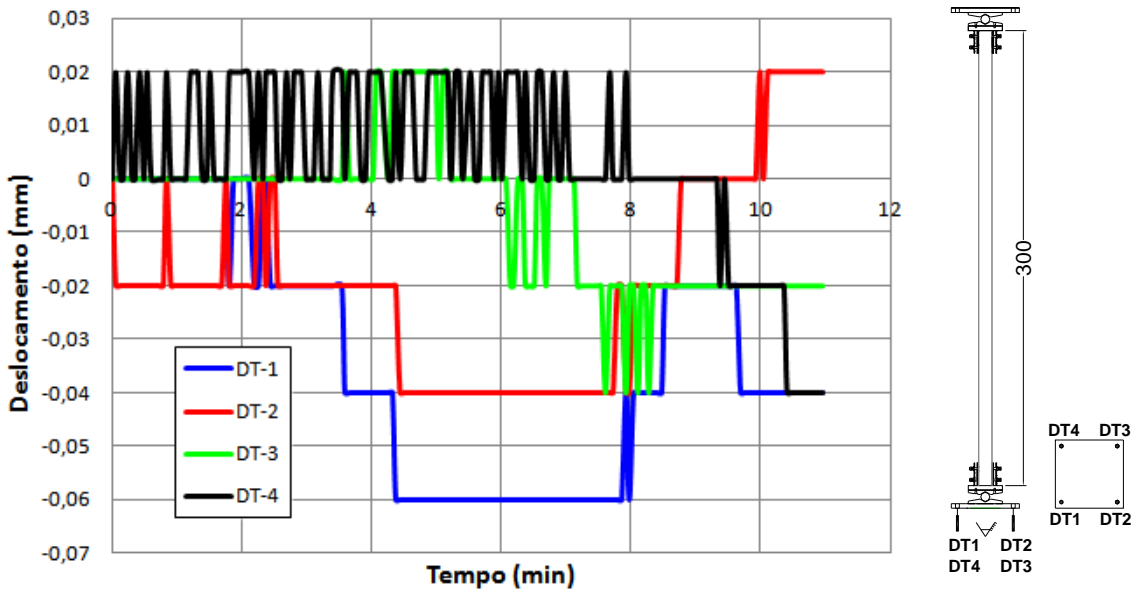


Figura C.15 – Ensaio do elemento P08: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade inferior

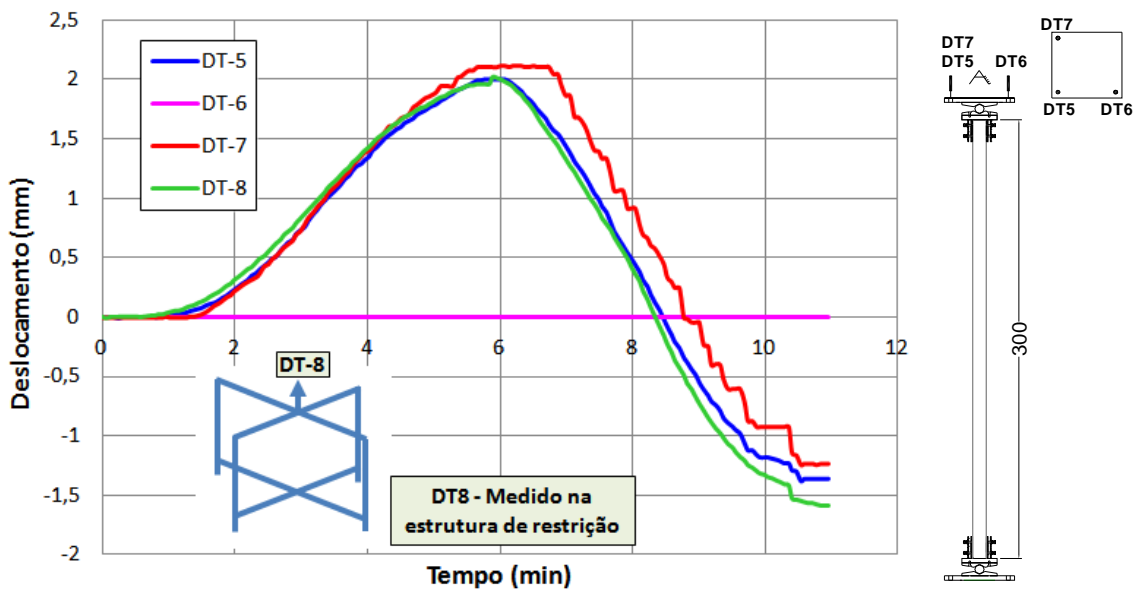


Figura C.16 – Ensaio do elemento P08: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

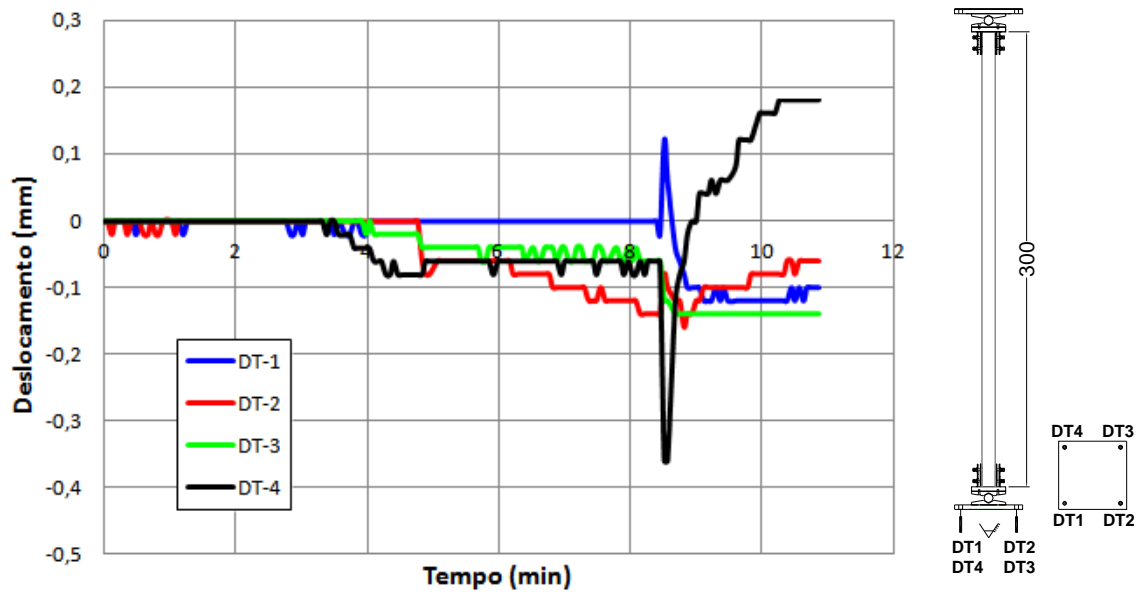


Figura C.17 – Ensaio do elemento P09: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade inferior

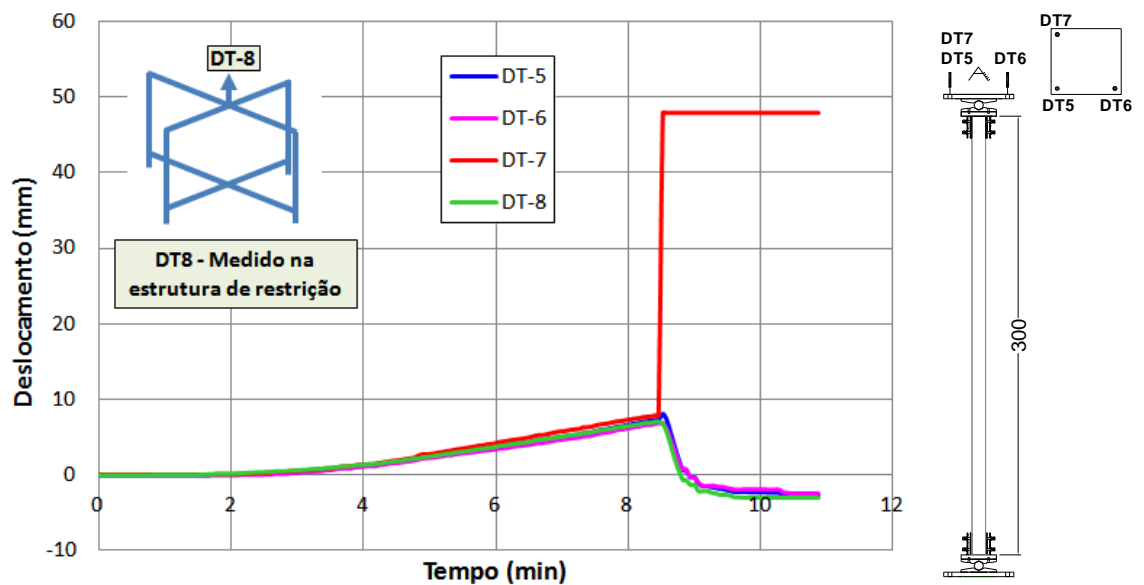


Figura C.18 – Ensaio do elemento P09: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

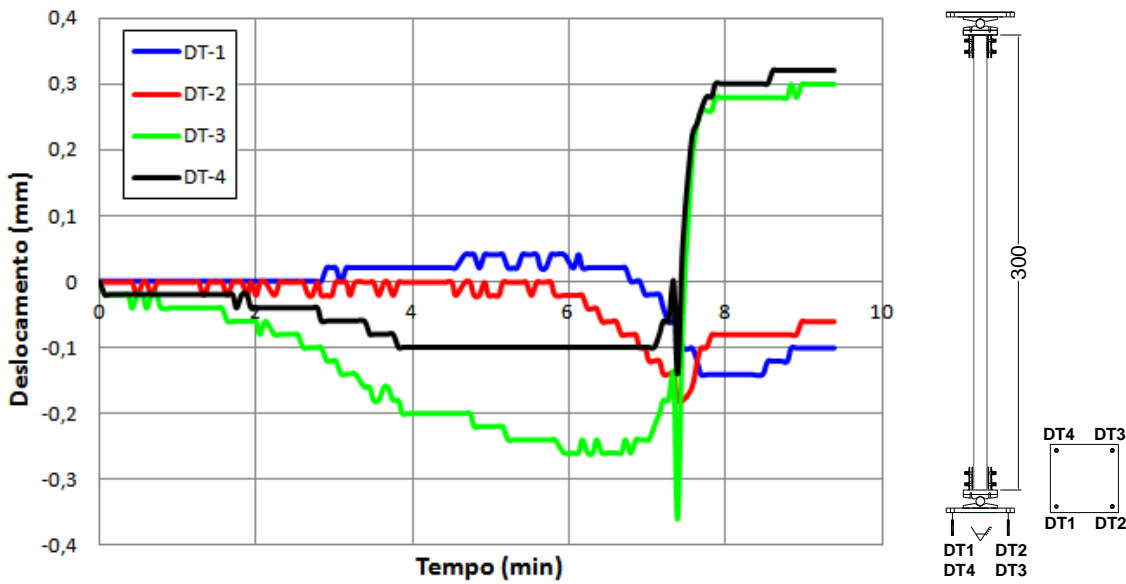


Figura C.19 – Ensaio do elemento P10: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade inferior

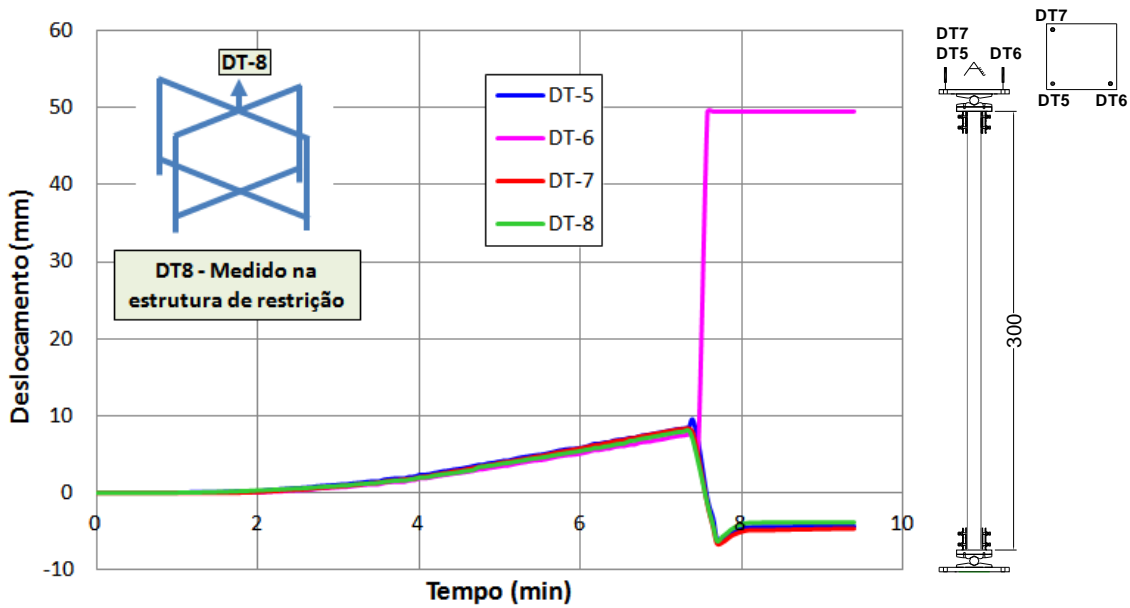


Figura C.20 – Ensaio do elemento P10: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

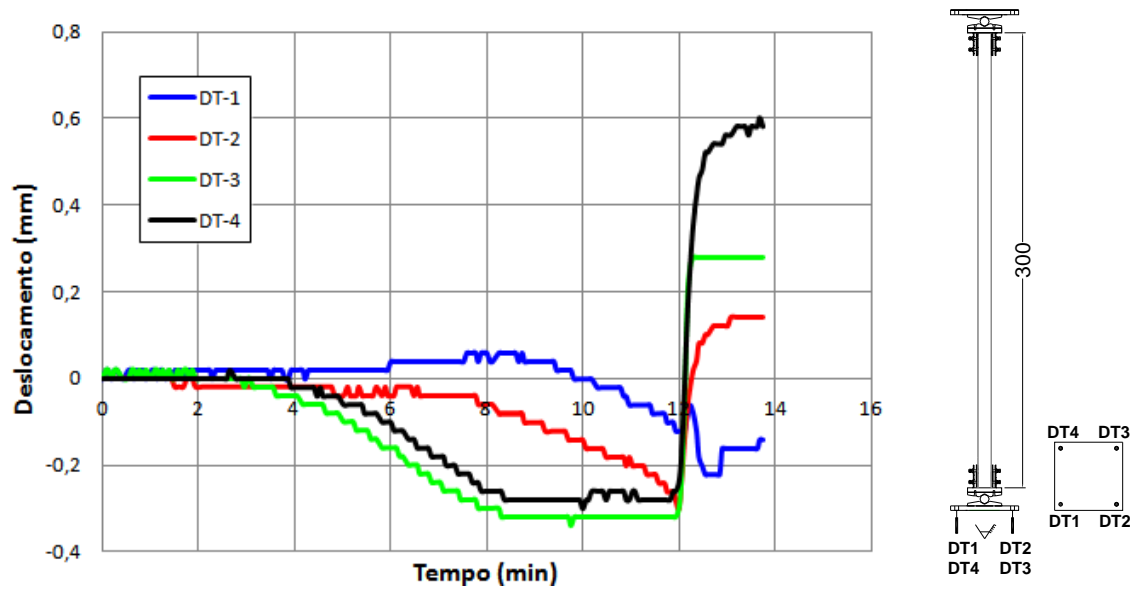


Figura C.21 – Ensaio do elemento P11: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade inferior

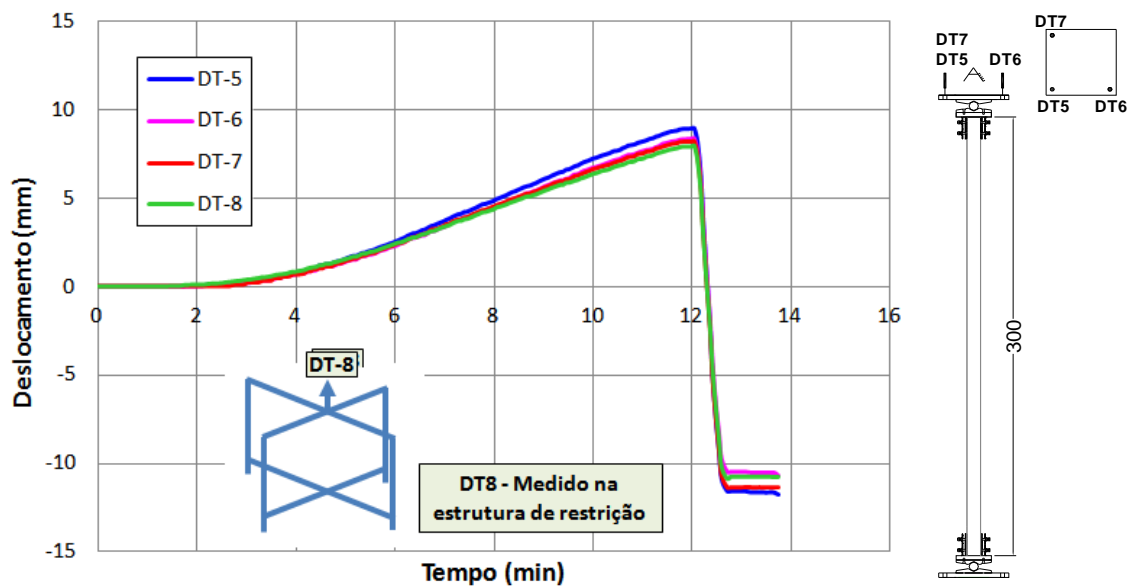


Figura C.22 – Ensaio do elemento P11: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

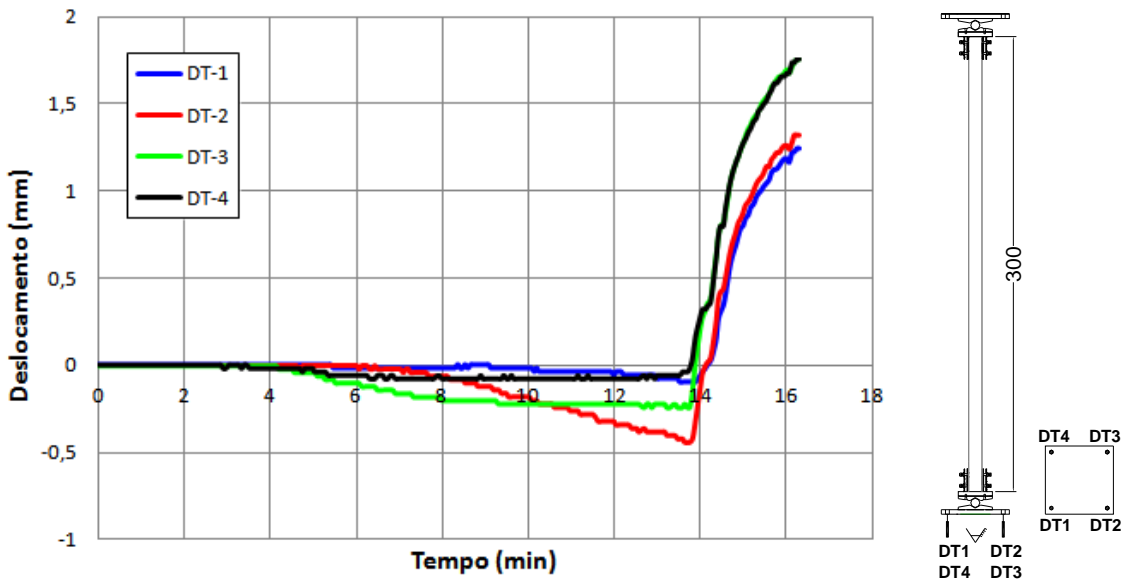


Figura C.23 – Ensaio do elemento P12: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade inferior

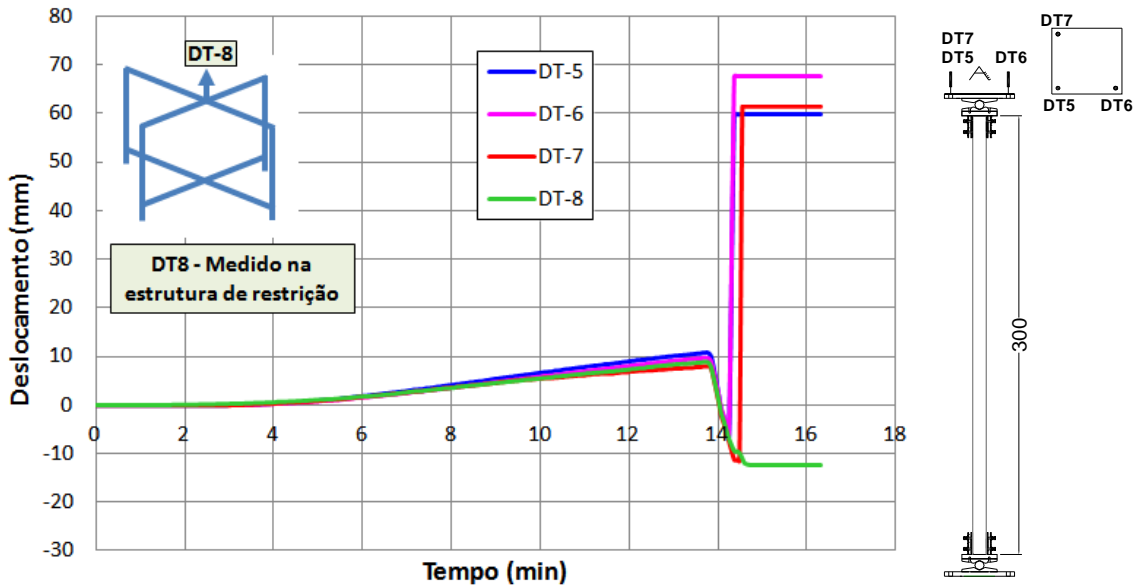
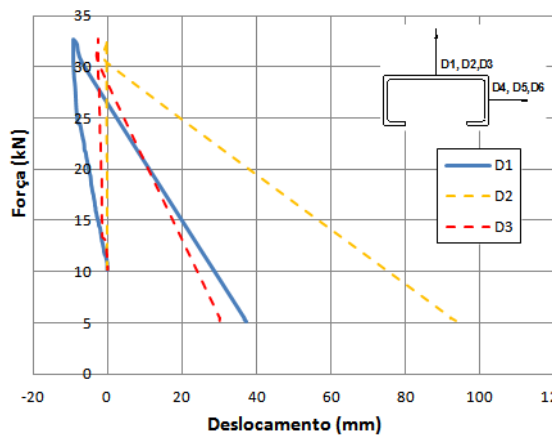


Figura C.24 – Ensaio do elemento P12: Relação entre os deslocamentos do aparelho de apoio ao longo do tempo - extremidade superior

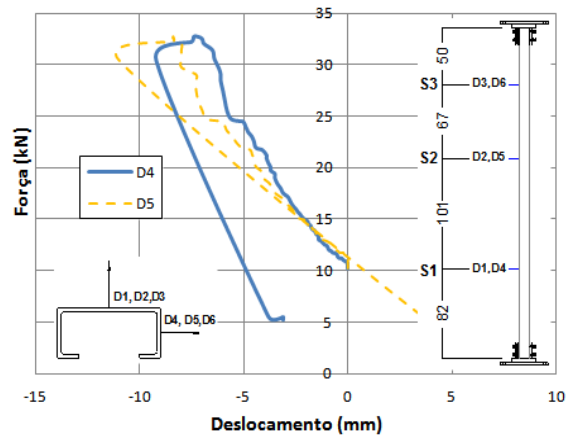
O apêndice D contém as configurações deformadas no final dos ensaios.



(a)



(b)

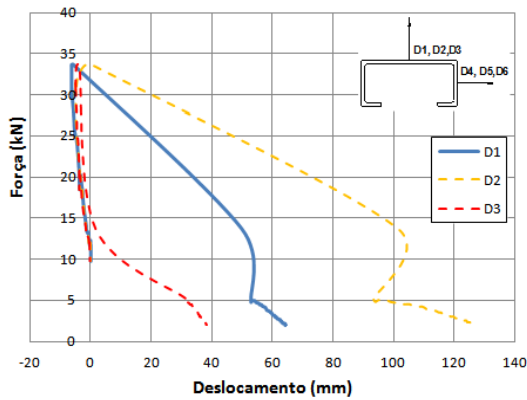


(c)

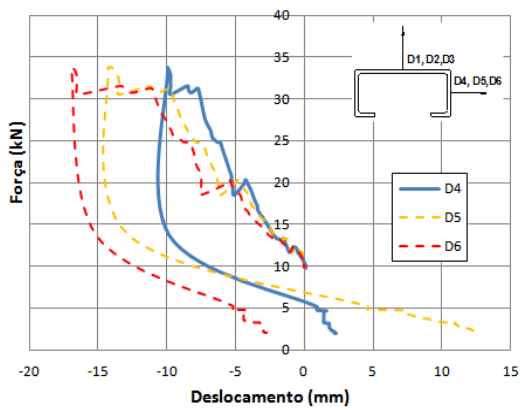
Figura D.1 – Elemento P01: (a) deformada após ensaio (b) deslocamento lateral na direção da menor inércia (c) deslocamento lateral na direção da maior inércia



(a)



(b)



(c)

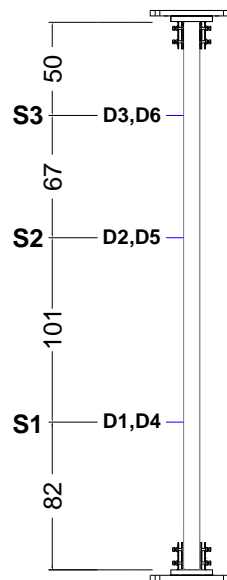
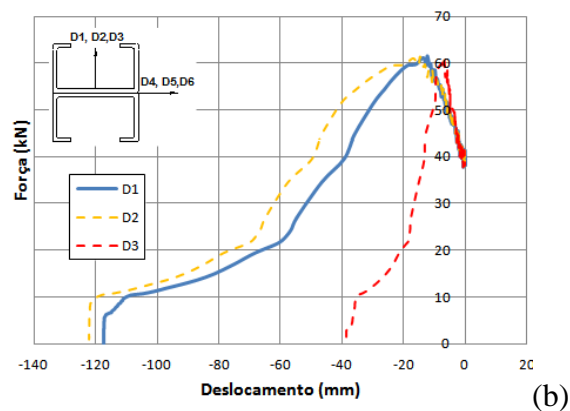


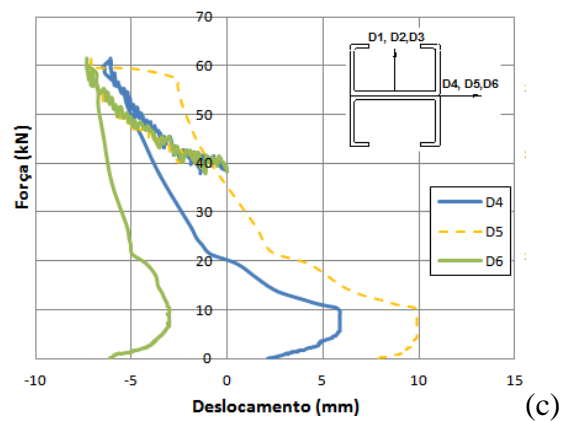
Figura D.2 – Elemento P02: (a) deformada após ensaio (b) deslocamento lateral na direção da menor inércia (c) deslocamento lateral na direção da maior inércia



(a)



(b)



(c)

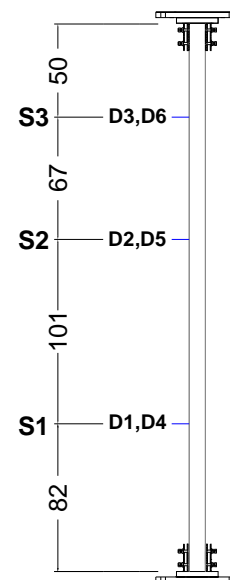
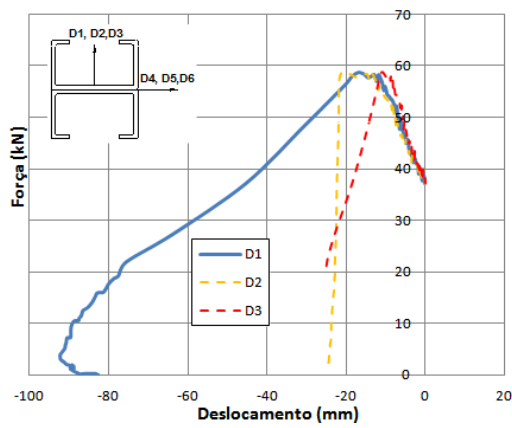


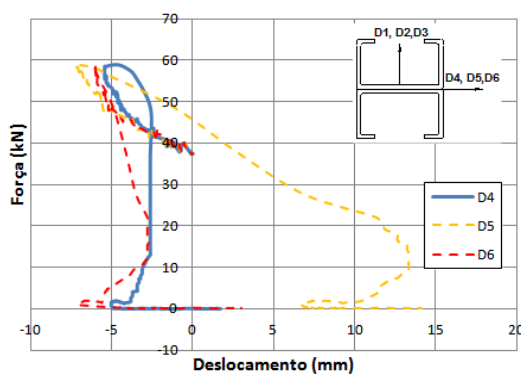
Figura D.3 – Elemento P03: (a) deformada após ensaio (b) deslocamento lateral na direção da menor inércia (c) deslocamento lateral na direção da maior inércia



(a)



(b)



(c)

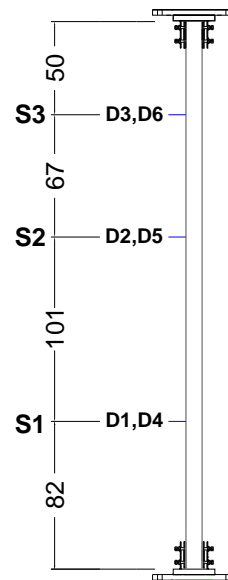
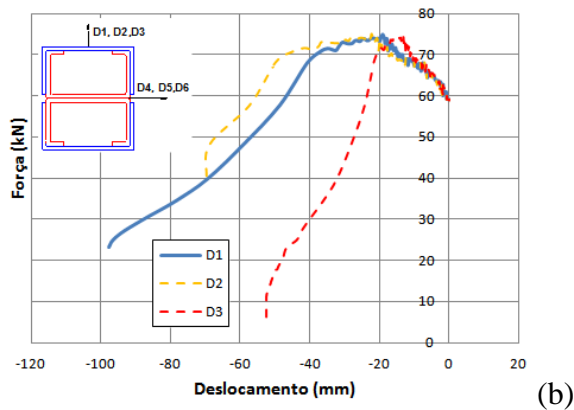


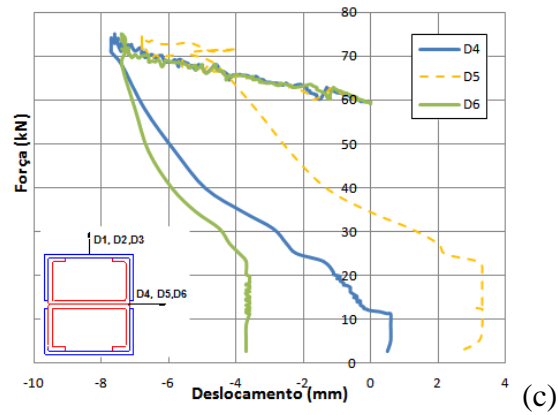
Figura D.4 – Elemento P04: (a) deformada após ensaio (b) deslocamento lateral na direção da menor inércia (c) deslocamento lateral na direção da maior inércia



(a)



(b)



(c)

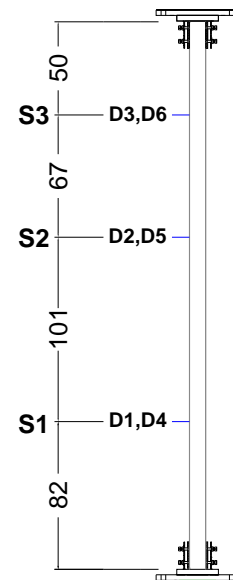
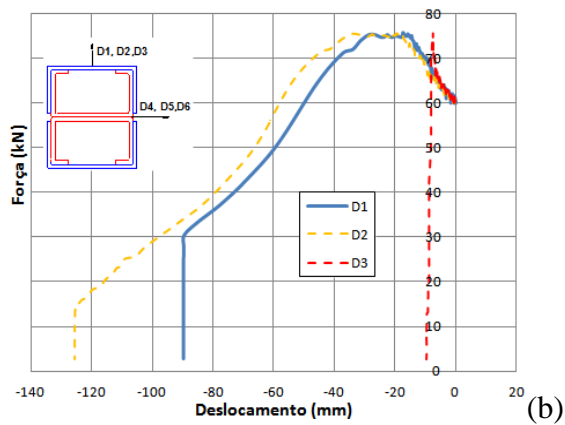


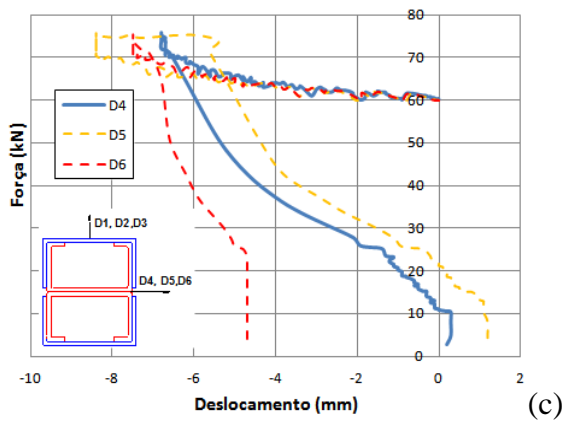
Figura D.5 – Elemento P05: (a) deformada após ensaio (b) deslocamento lateral na direção da menor inércia (c) deslocamento lateral na direção da maior inércia



(a)



(b)



(c)

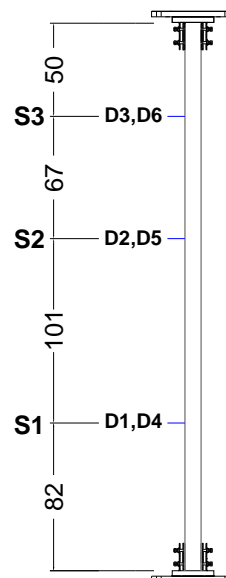
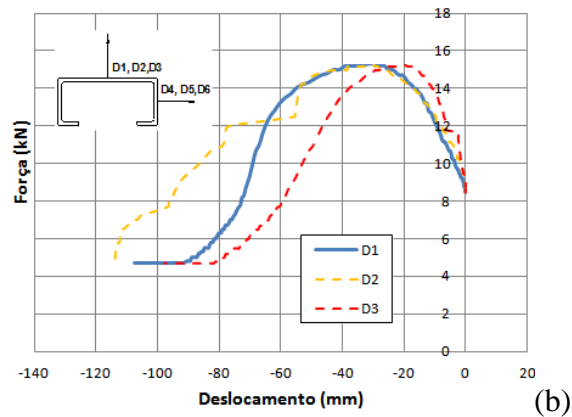


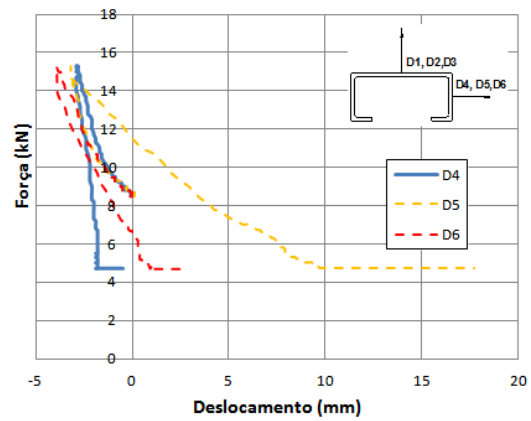
Figura D.6 – Elemento P06: (a) deformada após ensaio (b) deslocamento lateral na direção da menor inércia (c) deslocamento lateral na direção da maior inércia



(a)



(b)



(c)

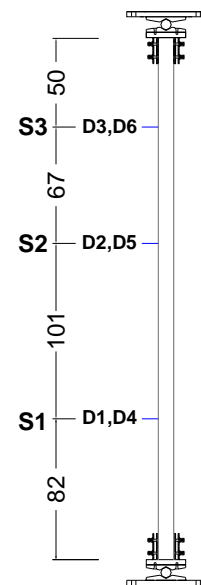
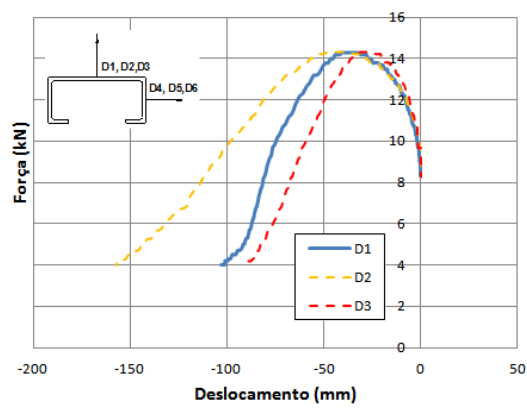


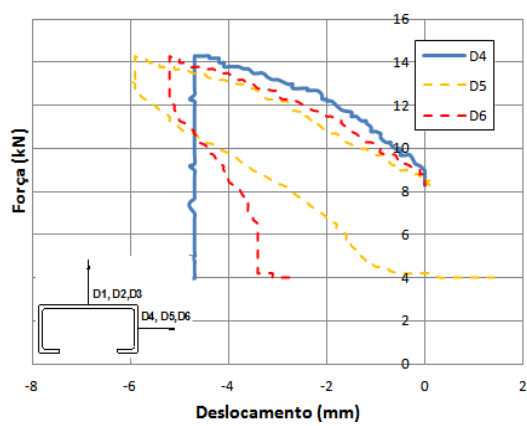
Figura D.7 – Elemento P07: (a) deformada após ensaio (b) deslocamento lateral na direção da menor inércia (c) deslocamento lateral na direção da maior inércia



(a)



(b)



(c)

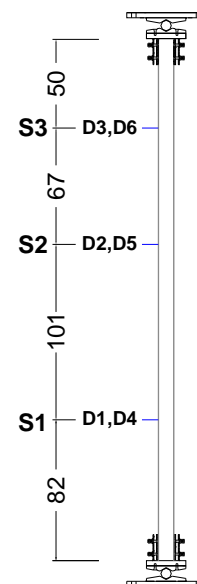
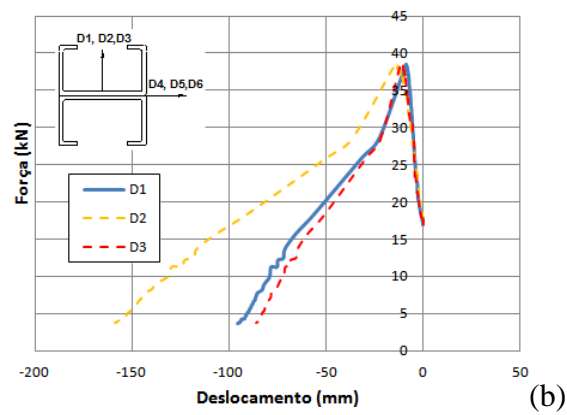


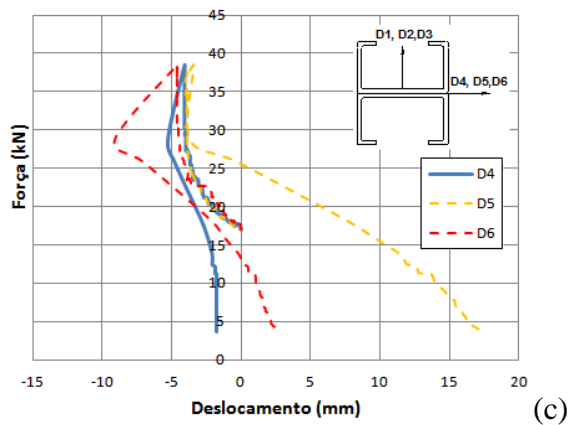
Figura D.8 – Elemento P08: (a) deformada após ensaio (b) deslocamento lateral na direção da menor inércia (c) deslocamento lateral na direção da maior inércia



(a)



(b)



(c)

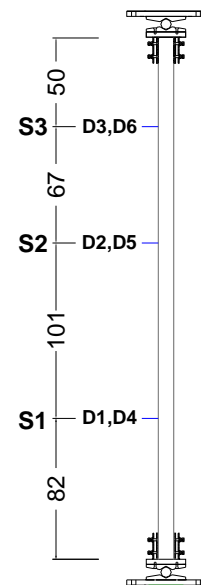


Figura D.9 – Elemento P09: (a) deformada após ensaio (b) deslocamento lateral na direção da menor inércia (c) deslocamento lateral na direção da maior inércia

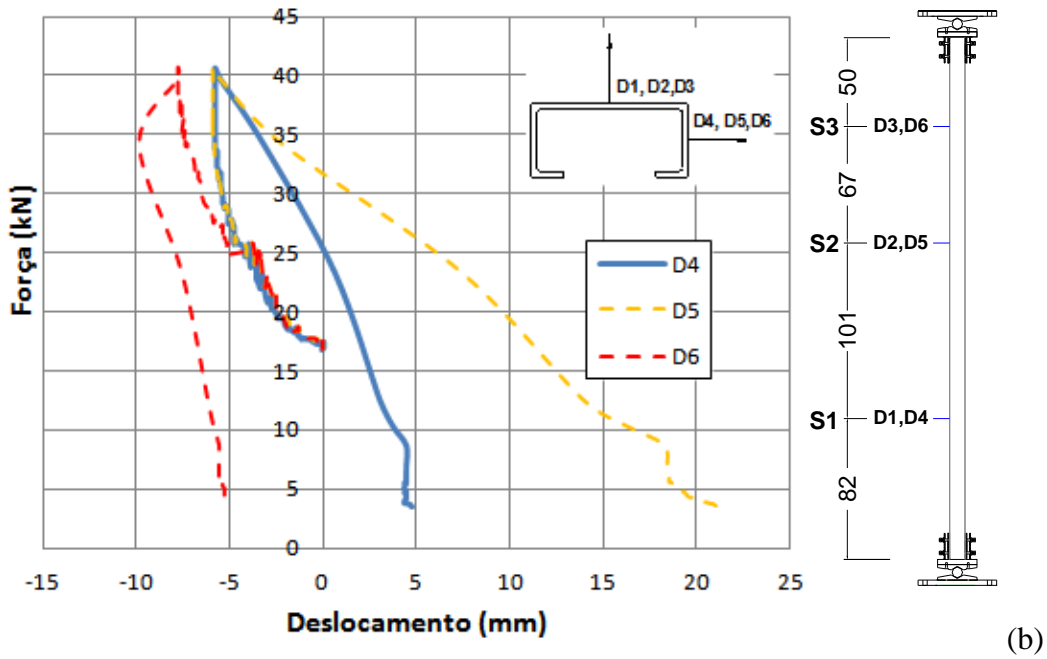
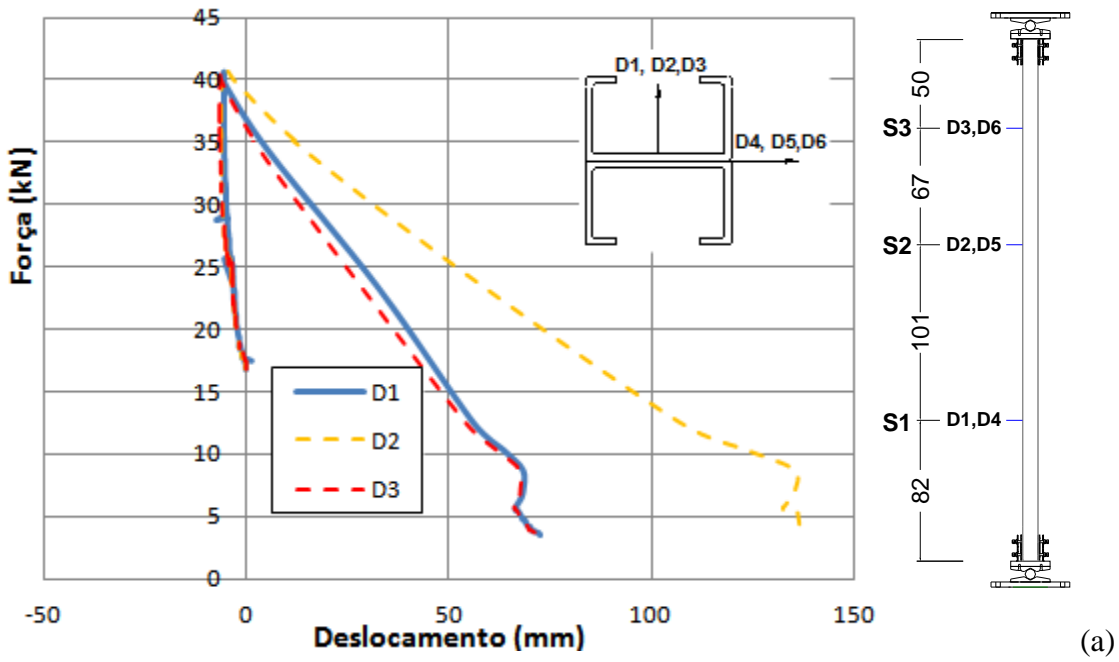


Figura D.10 – Elemento P10: (a) deslocamento lateral na direção da menor inércia (b) deslocamento lateral na direção da maior inércia

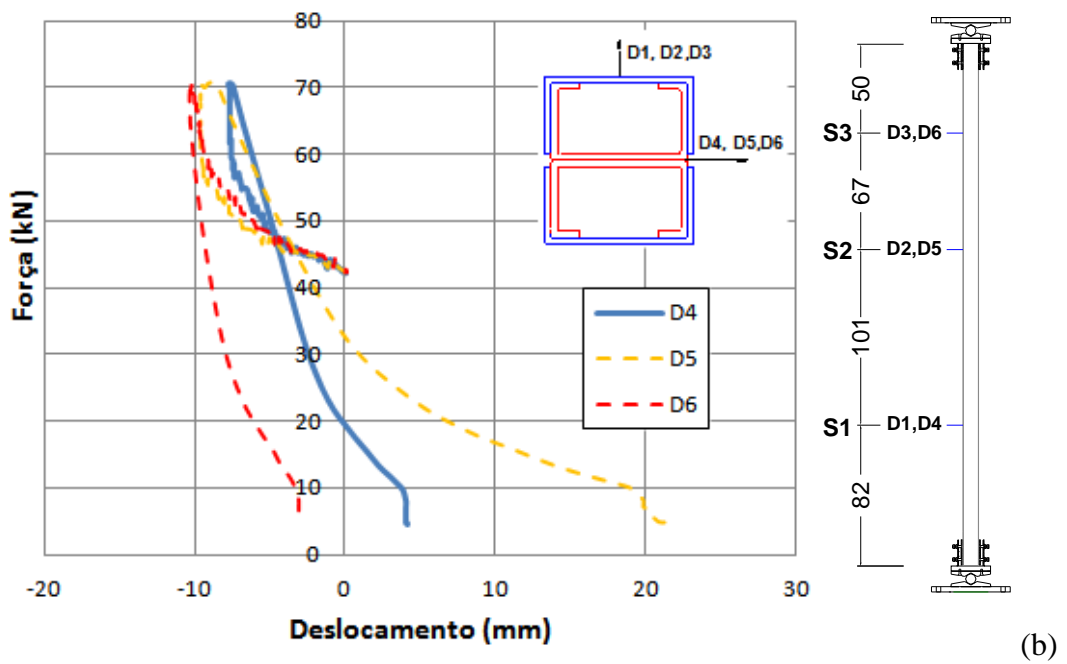
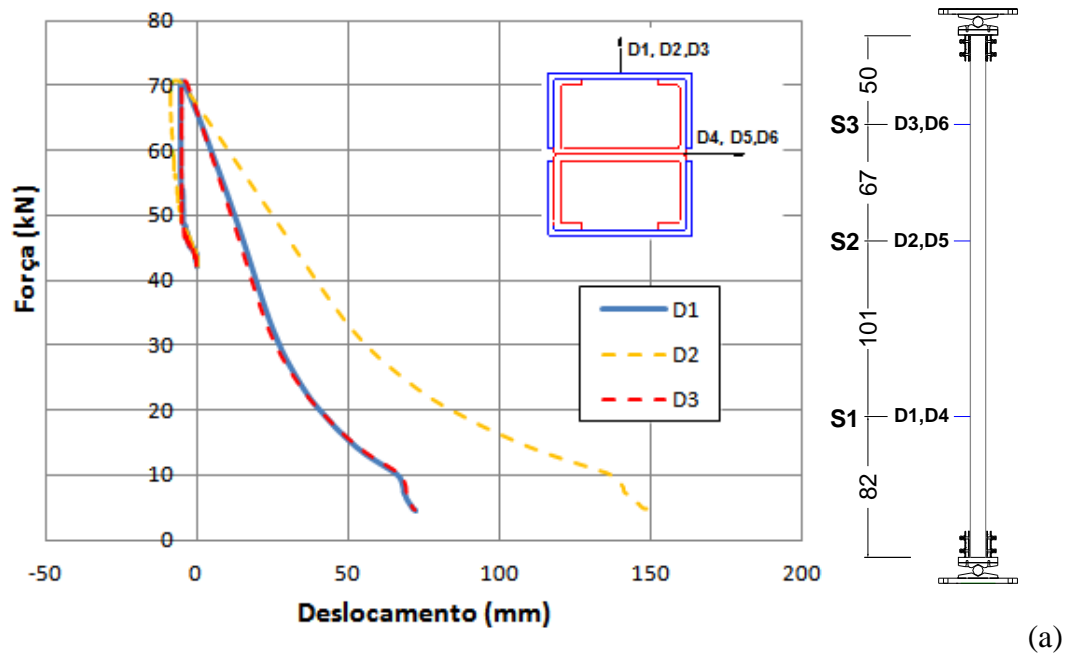
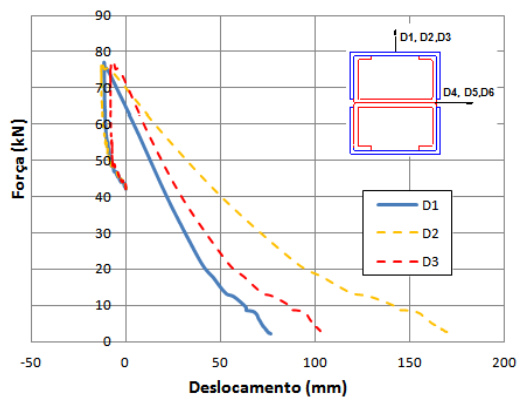


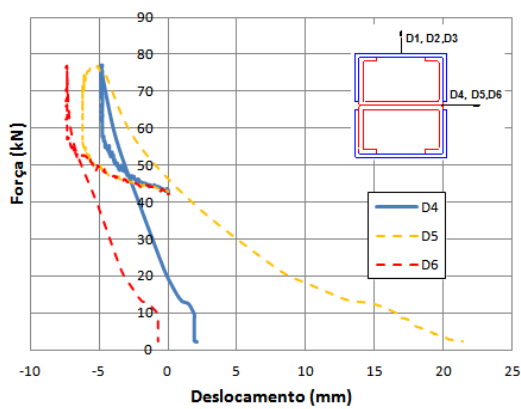
Figura D.11 – Elemento P11: (a) deslocamento lateral na direção da menor inércia (b) deslocamento lateral na direção da maior inércia



(a)



(b)



(c)

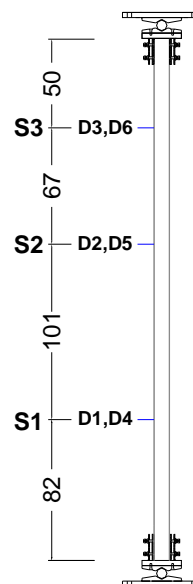


Figura D.12 – Elemento P12: (a) deformada após ensaio (b) deslocamento lateral na direção da menor inércia (c) deslocamento lateral na direção da maior inércia

O apêndice E contém os procedimentos dos métodos de cálculo da ABNT NBR 14762:2010 e do Eurocode 3 parte 1.3 (2006).

No presente apêndice, o termo, **elemento**: (1) refere-se às partes constituintes de um perfil formado a frio (mesa, alma, enrijecedor), quando se trata da ABNT NBR 14762:2010 e (2) refere-se a um elemento estrutural formado pela junção de perfis de aço formados a frio quando se trata do Eurocode 3 parte 1.3 (2006). As expressões apresentadas nesse apêndice requerem o uso de grandezas com unidades coerentes.

E.1 Método de cálculo para determinação da força axial de compressão resistente – ABNT NBR 14762:2010

E.1.1 Escopo

A ABNT NBR 14762:2010 tem por base o método dos estados limites e estabelece os requisitos básicos que devem ser obedecidos no dimensionamento, à temperatura ambiente, de perfis estruturais de aço formados a frio, constituídos por chapas ou tiras de aço-carbono ou aço de baixa liga, conectados por parafusos ou soldas e destinados a estruturas de edifícios, (NBR 14762:2010).

E.1.2 Procedimento

No que se refere à verificação de barras comprimidas tem-se:

- Verificação ao modo global (flexão, torção e flexo torção)
- Verificação ao modo local
- Verificação ao modo distorcional

No que se refere à verificação de barras submetidas à flexão composta tem-se:

- Verificação à flexo compressão

E.1.2.1 Instabilidade local

E.1.2.1.1 - Método da largura efetiva - MLE

Elementos AA e elementos AL sem inversão do sinal da tensão ($\psi \geq 0$).

$$b_{ef} = b \quad \text{Para } \lambda_p \leq 0,673$$

$$b_{ef} = b(1 - 0,22 / \lambda_p) / \lambda_p \quad \text{Para } \lambda_p > 0,673:$$
(E.1)

Elementos AL com inversão do sinal da tensão ($\psi < 0$).

$$b_{ef} = b_c \quad \text{Para } \lambda_p \leq 0,673$$

$$b_{ef} = b_c(1 - 0,22 / \lambda_p) / \lambda_p \quad \text{Para } \lambda_p > 0,673:$$
(E.2)

Onde, **AA** – Elemento com borda vinculada
AL – Elemento com borda livre

b , é a largura do elemento

b_c , é a largura da região comprimida do elemento, calculada com base na seção efetiva.

$$\lambda_p = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{cr}} \right)^{0,5} = \frac{b/t}{0,95(kE/\sigma)^{0,5}}$$

Para $\lambda_p \leq 0,673$ a largura efetiva é a própria largura do elemento

σ_{cr} , é a tensão convencional de flambagem elástica do elemento

$$\sigma_{cr} = k \frac{k\pi^2 E}{12(1-\nu^2)(b/t)^2}$$

t , é a espessura do elemento

k , é o coeficiente de flambagem local do elemento

ν , é o coeficiente de Poisson do aço

σ , tensão normal de compressão

$\sigma = f_y$: para estado limite último de escoamento da seção

$\sigma = \chi f_y$: para estado limite último de instabilidade de barra submetida à compressão

χ , fator de redução da força axial de compressão resistente, associado à flambagem global

E.1.2.1.2 - Método da seção efetiva - MSE

$$A_{ef} = A \quad \text{Para } \lambda_p \leq 0,776$$

$$A_{ef} = A \left(1 - \frac{0,15}{\lambda_p^{0,8}} \right) \frac{1}{\lambda_p^{0,8}} \quad \text{Para } \lambda_p > 0,776 :$$
(E.3)

$$\lambda_p = \left(\frac{\chi A f_y}{N_l} \right)^{0,5}$$
(E.4)

$$N_l = k_l \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)(b_w/t)^2} A$$
(E.5)

Onde, N_l , é a força de flambagem local elástica, calculada por meio de estabilidade elástica, ou, de forma direta pela expressão E.5.

k_l , coeficiente de flambagem local para a seção completa em barras sob compressão centrada

E.1.2.2 Instabilidade global

$$N_{c,Rd} = \chi A_{ef} f_y / \gamma \quad (\gamma = 1,20)$$
(E.6)

$$\chi = 0,658^{\lambda_0^2} \quad \text{Para } \lambda_0 \leq 1,5$$
(E.7)

$$\chi = \frac{0,877}{\lambda_0^2} \quad \text{Para } \lambda_0 > 1,5$$

$$\lambda_0 = \left(\frac{A f_y}{N_e} \right)^{0,5}$$
(E.8)

Onde, N_e , é a força axial de flambagem global elástica

Para perfis com dupla simetria ou simétricos em relação a um ponto, N_e é dado pelo menor valor entre N_{ex} , N_{ey} e N_{ez} .

Para perfis monossimétricos, cujo eixo x é o eixo de simetria, N_e é dado pelo menor valor entre N_{ey} e N_{exz} .

Para perfis assimétricos N_e , é dada pela menor das raízes da equação cúbica seguinte:

$$r_0^2 (N_e - N_{ex})(N_e - N_{ey})(N_e - N_{ez}) - N_e^2 (N_e - N_{ey}) x_0^2 - N_e^2 (N_e - N_{ex}) y_0^2 = 0$$

N_{ex} , força axial de flambagem global elástica por flexão: eixo principal x

N_{ey} , força axial de flambagem global elástica por flexão eixo principal y

N_{ez} , força axial de flambagem global elástica por torção

N_{exz} , força axial de flambagem global elástica por flexo torção

r_0 é o raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de torção, dado por: $r_0 = (r_x^2 + r_y^2 + x_0^2 + y_0^2)^{0,5}$

r_x ; r_y são os raios de giração da seção bruta em relação aos eixos principais de inércia x e y, respectivamente;

x_0 ; y_0 são as distâncias do centro de torção ao centróide, na direção dos eixos principais x e y, respectivamente.

χ , fator de redução da força axial de compressão resistente, associado à flambagem global

λ_0 , é o índice de esbeltez reduzido associado à flambagem global

A, área bruta da seção transversal da barra

A_{ef} , área efetiva da seção transversal da barra

a) Determinada pelo método da largura efetiva (MLE) ou

b) Determinada pelo método da seção efetiva (MSE)

$$\sigma_{cr} = k \frac{k\pi^2 E}{12(1-\nu^2)(b/t)^2}$$

t , é a espessura do elemento

k , é o coeficiente de flambagem local do elemento

ν , é o coeficiente de Poisson do aço

σ , tensão normal de compressão

$\sigma = f_y$: para estado limite último de escoamento da seção

$\sigma = \chi f_y$: para estado limite último de instabilidade de barra submetida à compressão

E.1.2.3 Instabilidade distorcional

$$N_{c,Rd} = \chi_{dist} A f_y / \gamma \quad (\gamma = 1,20) \quad (E.9)$$

$$\chi_{dist} = 1 \quad \text{Para } \lambda_{dist} \leq 0,561 \quad (E.10)$$

$$\chi_{dist} = \left(1 - \frac{0,25}{\lambda_{dist}^{1,2}}\right) \frac{1}{\lambda_{dist}^{1,2}} \quad \text{Para } \lambda_{dist} > 0,561$$

$$\lambda_{dist} = \left(\frac{A f_y}{N_{dist}}\right)^{0,5} \quad (E.11)$$

Onde, χ_{dist} , fator de redução da força axial de compressão resistente, associado à flambagem distorcional

A, área bruta da seção transversal da barra

λ_{dist} , é o índice de esbeltez reduzido associado à flambagem distorcional

N_{dist} , é a força axial de flambagem distorcional elástica, que deve ser calculada com base na análise de estabilidade elástica

E.1.2.4 Flexão composta

$$\frac{N_{Sd}}{N_{Rd}} + \frac{M_{x,Sd}}{M_{x,Rd}} + \frac{M_{y,Sd}}{M_{y,Rd}} \leq 1 \quad (\text{E.12})$$

N_{Sd} , força axial solicitante de cálculo

$M_{x,Sd}$ e $M_{y,Sd}$, momentos fletores solicitantes de cálculo, segundo eixos x-x e y-y

N_{Rd} , força axial resistente de cálculo

$M_{x,Rd}$ e $M_{y,Rd}$, momentos fletores resistentes de cálculo, segundo eixos x-x e y-y

Quadro E.1: Resumo do método de cálculo da ABNT NBR 14762:2010

Escopo	- Perfis de aço formados a frio em temperatura ambiente
Observações	- Não considera o deslocamento do centróide efetivo (momento adicional não é considerado) - Curva de resistência à compressão: Curva única
Procedimentos de verificação disponíveis	Barras comprimidas: - Modo local - Modo global (flexão, torção, flexo torção) - Modo distorcional Barras submetidas à flexão composta - Flexo compressão

E.2 Método de cálculo para a determinação da força de compressão resistente – Eurocode 3 parte 1.3 (2006)

E.2.1 Escopo

O Eurocode 3 parte 1.3 (2006), apresenta os requisitos de projeto para chapas e elementos de aço formados a frio à temperatura ambiente. A norma se aplica aos produtos de aço formados a frio fabricados por processo de laminação a frio ou prensagem de chapas ou tiras de pequena espessura obtidas por laminação a quente ou a frio, sejam elas revestidas ou não. Outrossim, a norma pode ser utilizada para o dimensionamento de fôrmas de aço para lajes mistas de aço e concreto durante a fase de construção, conforme EN 1994. A execução de estruturas de aço projetadas com chapas e elementos de aço formados a frio é coberta pela EN 1090, (EN 1993-1.3:2006).

E.2.2 Procedimento

No que se refere à verificação de barras comprimidas e flexo comprimidos tem-se:

- Verificação da seção
- Verificação da barra (flexão, torção e flexo torção)
- Verificação da seção à flexo compressão
- Verificação da barra à flexo compressão

E.2.2.1 Verificação da seção à compressão

$$N_{c,Rd} = A_{eff} f_{yb} / \gamma_{M0} \quad (E.13)$$

Onde, $N_{c,Rd}$, força de compressão resistente da seção transversal (instabilidade local)

A_{eff} , área efetiva da seção transversal da barra

- a) Determinada pelo método da largura efetiva (MLE) de acordo com Eurocode 3 parte 1.5

f_{yb} , resistência ao escoamento do metal base

γ_{M0} , coeficiente de ponderação do esforço resistente

E.2.2.2 Verificação da barra à compressão

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi A_{eff} f_y}{\gamma_{M0}} \quad (E.14)$$

$$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \lambda^2}} \quad (E.15)$$

$$\Phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2) \quad (E.16)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff} f_y}{N_{cr}}} \quad (E.17)$$

Onde, $N_{b,Rd}$, força de compressão resistente da barra (flambagem global)

A_{eff} , área efetiva da seção transversal da barra

a) Determinada pelo método da largura efetiva (MLE) de acordo com Eurocode 3 parte 1.5

f_{yb} , resistência ao escoamento do metal base

χ , fator de redução da força axial de compressão resistente, associado à flambagem global

α , fator de imperfeição

N_{cr} , carga crítica de flambagem elástica para o modo global dominante, obtida com base nas propriedades da seção bruta.

$\bar{\lambda}$, parâmetro de esbeltez reduzido

γ_{M0} , coeficiente de ponderação do esforço resistente

E.2.2.3 Verificação da seção à flexo compressão

$$\left(\frac{N_{Ed}}{N_{c,Rd}}\right)^{0,8} + \left(\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}}\right)^{0,8} \leq 1 \quad (\text{E.18})$$

Onde, N_{Ed} , força de compressão resistente da seção à flexo compressão

M_{Ed} , momento solicitante de cálculo, onde se pode incluir o efeito do deslocamento do centroide efetivo, caso seja relevante.

$N_{c,Rd}$, força de compressão resistente da seção transversal (flambagem local)

$M_{b,Rd}$, momento resistente de cálculo

E.2.2.4 Verificação da barra à flexo compressão

$$\left(\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}}\right)^{0,8} + \left(\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}}\right)^{0,8} \leq 1 \quad (\text{E.19})$$

Onde, N_{Ed} , força de compressão resistente da seção à flexo compressão

M_{Ed} , momento solicitante de cálculo, onde se pode incluir o efeito do deslocamento do centroide efetivo, caso seja relevante.

$N_{b,Rd}$, força de compressão resistente da barra (flambagem global)

$M_{b,Rd}$, momento resistente de cálculo