

**DETERMINAÇÃO DA CAPACIDADE RESISTENTE À FORÇA
CORTANTE DE PERFIS DE ALMA SENOIDAL EM SITUAÇÃO
DE INCÊNDIO**

Aline Lopes Camargo

Universidade Federal de Minas Gerais
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia das Estruturas

**Determinação da Capacidade Resistente à Força Cortante de Perfis de
Alma Senoidal em Situação de Incêndio**

Aline Lopes Camargo

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de “Mestre em Engenharia de Estruturas”.

Comissão Examinadora

Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury
DEES – UFMG - (Orientador)

Prof. Dr. Rodrigo Barreto Caldas
DEES – UFMG - (Co-orientador)

Prof. Dr. Francisco Carlos Rodrigues
DEES – UFMG

Eng^o. Dr. Roberval José Pimenta
CODEME

Prof. Dr. José Carlos Lopes Ribeiro
UFV

DEDICATÓRIA

*À minha mãe, que sempre foi meu porto seguro,
mesmo apenas na memória;
ao meu filho Pedro, que mesmo antes de nascer
já me dividia com o trabalho;
e ao meu marido Alisson, que sempre acreditou em mim,
mesmo quando eu não acreditava.*

AGRADECIMENTOS

A Deus pela força e coragem para persistir nos meus sonhos.

Aos professores do Departamento de Estruturas da Escola de Engenharia. Especialmente ao professor Ricardo Hallal Fakury, que além de me orientar se transformou em um grande amigo, me guiando em todos os momentos. Ao professor Rodrigo Barreto Caldas que durante todo o processo desta Dissertação me auxiliou e me orientou na busca por respostas e à professora Ana Lydia pela sua inestimável ajuda com o ABAQUS.

Aos funcionários do Departamento, em especial à Inês, que foi sempre tão prestativa e paciente.

Ao Engenheiro Dr. Roberval Pimenta e à Codeme Engenharia, pela preciosa colaboração com a pesquisa bibliográfica.

Aos colegas de mestrado pelo companheirismo durante o curso, em especial ao Eduardo, à Sandra e ao Felipe.

À minha família pelo suporte e compreensão, em especial à Marilú e à Sônia, que tanto me apoiaram.

Ao meu marido Alisson e ao meu filho Pedro, por me darem a cada dia motivos para buscar ser sempre melhor.

Obrigada a todos pela confiança e apoio.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	vii
LISTA DE TABELAS	xi
LISTA DE SÍMBOLOS	xii
RESUMO	xvi
ABSTRACT	xvii
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 O Perfil de Alma Senoidal	1
1.1.1 Generalidades.....	1
1.1.2 Perfis Produzidos no Brasil.....	3
1.2 O Fenômeno do Incêndio	4
1.2.1 Generalidades.....	4
1.2.2 Curvas de Incêndio	5
1.2.2.1 <i>Incêndio Real e Natural</i>	6
1.2.2.2 <i>Incêndio-Padrão</i>	7
1.2.3 TRRF – Tempo Requerido de Resistência ao Fogo	8
1.3 Comportamento do Aço em Temperatura Elevada.....	9
1.3.1 Generalidades.....	9
1.3.2 Propriedades Mecânicas	10
1.3.2.1 <i>Relação Tensão versus Deformação</i>	10
1.3.2.2 <i>Massa Específica</i>	13
1.3.3 Propriedades Térmicas.....	13
1.3.3.1 <i>Calor Específico</i>	13
1.3.3.2 <i>Condutividade Térmica</i>	14
1.4 Objetivos	14
1.5 Justificativa	15
1.6 Organização do Texto	15

2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	17
2.1	Generalidades	17
2.2	Trabalhos Sobre a Alma Plana em Situação de Incêndio	18
2.3	Trabalhos Sobre Alma Senoidal em Situação de Incêndio	20
2.4	Trabalhos Sobre o Comportamento do Aço em Situação de Incêndio	34
3	FORÇA CORTANTE RESISTENTE	35
3.1	Temperatura Ambiente.....	35
3.1.1	Generalidades.....	35
3.1.2	Capacidade Resistente da Alma à Força Cortante Nominal	36
3.2	Temperatura Elevada	38
3.2.1	Generalidades.....	38
3.2.2	Procedimento Analítico para Determinação da Força Cortante Resistente em Temperatura Elevada.....	39
4	ANÁLISE TÉRMICA DO PERFIL DE ALMA SENOIDAL EM TEMPERATURA ELEVADA	41
4.1	Generalidades	41
4.1.1	Modelo Analítico	42
4.1.2	Modelo Numérico	44
4.2	Seleção dos Perfis	46
4.3	Análise Térmica	47
5	VALIDAÇÃO DA MODELAGEM NUMÉRICA PARA ANÁLISE ESTRUTURAL DE PERFIS DE ALMA SENOIDAL EM TEMPERATURA ELEVADA	52
5.1	Generalidades	52
5.2	Modelo Numérico para o Perfil de Alma Plana em Temperatura Elevada.....	53
5.3	Modelo Numérico para o Perfil de Alma Senoidal.....	58
5.4	Conclusões	61

6 ANÁLISE ESTRUTURAL DO PERFIL DE ALMA SENOIDAL EM TEMPERATURA ELEVADA.....	62
6.1 Generalidades.....	62
6.2 Resultados	63
6.3 Comparação entre os Resultados: Analítico e Numérico.....	83
7 CONCLUSÕES.....	90
7.1 Considerações Finais.....	90
7.2 Sugestões para Trabalhos Futuros.....	92
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	93

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Perfil de alma senoidal (Codeme Engenharia).....	1
Figura 1.2: Pórticos com perfis de alma senoidal (Codeme Engenharia).....	2
Figura 1.3: Características geométricas do perfil de alma senoidal (Plais, 2005).....	4
Figura 1.4: Modelo de Incêndio Real (Silva, 2001)	6
Figura 1.5: Modelo de Incêndio Natural (Silva, 2001).....	7
Figura 1.6: Curvas-padrão temperatura <i>versus</i> tempo (Silva, 2001)	7
Figura 2.1: Comportamento da alma sob cisalhamento puro até o colapso (Vimonsatit <i>et al.</i> , 2007a)	18
Figura 2.2: Corpos de prova e posição dos sensores (IBS, 1994)	21
Figura 2.3: Aparência dos corpos de prova após o término do ensaio (IBS, 1994)	22
Figura 2.4: Corpo de prova após o término do ensaio de 1995 (IBS, 1995)	24
Figura 2.5: Curva Temperatura <i>versus</i> Tempo nos pontos 1 a 6 do corpo de prova (IBS, 1995).....	25
Figura 2.6: Detalhamento do corpo de prova e da aplicação da força (IBS, 2006).....	26
Figura 2.7: Corpo de prova antes, durante (aos 7 minutos) e após o ensaio (IBS, 2006)	27
Figura 2.8: Descrição da estrutura, dimensões em milímetros e níveis em metros (Wald & Kallerová, 2009)	28
Figura 2.9: Detalhes do ensaio (Wald & Kallerová, 2009)	28
Figura 2.10: Comparação entre as curvas de temperatura de incêndio com as temperaturas medidas durante o ensaio (Wald & Kallerová, 2009).....	29
Figura 2.11: Conectores de cisalhamento (Wald & Kallerová, 2009).....	30
Figura 2.12: Estrutura aos 36 min de ensaio, vigas de alma senoidal aos 47 min de ensaio (Wald & Kallerová, 2009).....	30
Figura 2.13: Temperatura na altura da viga de alma senoidal no meio do vão (Wald & Kallerová, 2009)	30
Figura 2.14: Temperaturas medidas na ligação A da viga CS2, ver figura 2.8 (Wald & Kallerová, 2009)	31

Figura 2.15: Localização dos termopares na ligação A da viga CS2, ver figura 2.8, à esquerda e à direita temos a localização dos extensômetros na mesma ligação (Wald & Kallerová, 2009)	31
Figura 2.16: Tensões medidas na viga de alma senoidal (Wald & Kallerová, 2009).....	32
Figura 2.17: Vigas de alma senoidal após o fim do ensaio (Wald & Kallerová, 2009).	32
Figura 2.18: A estrutura ao fim do ensaio (Wald & Kallerová, 2009).	32
Figura 3.1: Direções das rigidezes D_y e D_z da alma senoidal (Easley, 1975).....	36
Figura 4.1: Condições de contorno em um problema de condução de calor em meio sólido (Caldas, 2008).....	41
Figura 4.2: PSS400 analisado a 15, 30, 45 e 60 min no ABAQUS.....	48
Figura 4.3: Relação Temperatura <i>versus</i> Tempo para o perfil PSS400.....	50
Figura 5.1: Condições de contorno utilizados por Vimonsatit <i>et al</i> (2007a).....	54
Figura 5.2: À esquerda, modo de flambagem e autovalor resultantes da primeira fase da análise, e à direita o perfil em colapso.....	55
Figura 5.3: Perfil senoidal verificado no ABAQUS. Medidas em mm.	58
Figura 5.4: Malha adotada na modelagem numérica.....	59
Figura 6.1: Modo de flambagem e autovalor do perfil PSS400 em temperatura ambiente, com $a/h=1, 2$ e 3	64
Figura 6.2: Perfil PSS400, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de $20\text{ }^{\circ}\text{C}$	65
Figura 6.3: Perfil PSS400, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de $400\text{ }^{\circ}\text{C}$	65
Figura 6.4: Perfil PSS400, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de $550\text{ }^{\circ}\text{C}$	65
Figura 6.5: Perfil PSS400, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de $700\text{ }^{\circ}\text{C}$	66
Figura 6.6: Perfil PSS400, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de $20\text{ }^{\circ}\text{C}$	66
Figura 6.7: Perfil PSS400, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de $400\text{ }^{\circ}\text{C}$	67
Figura 6.8: Perfil PSS400, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de $550\text{ }^{\circ}\text{C}$	67

Figura 6.9: Perfil PSS400, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 700 °C	68
Figura 6.10: Perfil PSS400, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 20 °C.....	69
Figura 6.11: Perfil PSS400, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 400 °C.....	69
Figura 6.12: Perfil PSS400, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 550 °C.....	70
Figura 6.13: Perfil PSS400, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 700 °C.....	70
Figura 6.14: Perfil PSS1200, modos de flambagem para $a/h=1, 2$ e 3	71
Figura 6.15: Perfil PSS1200, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de 20 °C	72
Figura 6.16: Perfil PSS1200, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de 400 °C	72
Figura 6.17: Perfil PSS1200, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de 550 °C	72
Figura 6.18: Perfil PSS1200, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de 700 °C	73
Figura 6.19: Perfil PSS1200, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 20 °C.....	73
Figura 6.20: Perfil PSS1200, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 400 °C.....	74
Figura 6.21: Perfil PSS1200, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 550 °C.....	74
Figura 6.22: Perfil PSS1200, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 700 °C.....	75
Figura 6.23: Perfil PSS1200, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 20 °C.....	76
Figura 6.24: Perfil PSS1200, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 400 °C.....	76

Figura 6.25: Perfil PSS1200, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 550 °C.....	77
Figura 6.26: Perfil PSS1200, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 700 °C.....	77
Figura 6.27: Curvas Força <i>versus</i> Deslocamento para os perfis PSS400, nos pontos P1 e P2, com temperaturas de 20°C, 400°C, 550°C e 700°C.....	78
Figura 6.28: Curvas Força <i>versus</i> Deslocamento para os perfis PSS800, nos pontos P1 e P2, com temperaturas de 20°C, 400°C, 550°C e 700°C.....	78
Figura 6.29: Curvas Força <i>versus</i> Deslocamento para os perfis PSS1200, nos pontos P1 e P2, com temperaturas de 20°C, 400°C, 550°C e 700°C.....	79
Figura 6.30: Variação da força cortante resistente com a temperatura para a/h igual a 1, 2 e 3, para o perfil PSS400.	80
Figura 6.31: Variação da força cortante resistente com a temperatura para a/h igual a 1, 2 e 3, para o perfil PSS800.	80
Figura 6.32: Variação da força cortante resistente com a temperatura para a/h igual a 1, 2 e 3, para o perfil PSS1200.	80
Figura 6.33: Comparação entre a força cortante resistente dos perfis PSS400x100x8x2 e PSS400x150x8x2.....	81
Figura 6.34: Comparação dos resultados analíticos com os fatores de redução a 2%, 0,2% e 0,5% e o ABAQUS para o perfil PSS400 e $a/h=1$	89
Figura 6.35: Comparação dos resultados analíticos com os fatores de redução a 2%, 0,2% e 0,5% e o ABAQUS para o perfil PSS800 e $a/h=1$	89
Figura 6.36: Comparação dos resultados analíticos com os fatores de redução a 2%, 0,2% e 0,5% e o ABAQUS para o perfil PSS1200 e $a/h=1$	89

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1: Tempo requerido de resistência ao fogo, TRRF, em minutos (ABNT NBR 14432:2000).....	9
Tabela 1.2: Fatores de redução para o aço laminado (EN 1993-1-2: 2005)	12
Tabela 2.1: Eventos no comportamento da tinta intumescente nos ensaios de 1994 (IBS,1994)	21
Tabela 2.2: Distribuição de temperatura nos corpos de prova (IBS, 1994).....	23
Tabela 2.3: Eventos observados no ensaio de 1995 (IBS, 1995).....	24
Tabela 2.4: Distribuição de temperatura no corpo de prova (IBS,1995).....	25
Tabela 2.5: Evolução das tensões de cisalhamento na viga de alma corrugada (Wald & Kallerová, 2009).	33
Tabela 4.1: Relação tempo e temperatura para alma de perfil senoidal	49
Tabela 4.2: Fator de massividade	50
Tabela 5.1: Propriedades geométricas e do material das séries G1 a G4 (Vimonsatit <i>et al</i> , 2007a).....	54
Tabela 5.2: Comparação dos resultados obtidos por Vimonsatit <i>et al.</i> (2007a) com os obtidos pelo método numérico e pelo método analítico utilizados neste trabalho	57
Tabela 6.1: Força cortante última obtida via MEF	79
Tabela 6.2: Comparação entre os perfis PSS400x100x8x2 e PSS400x150x8x2	81
Tabela 6.3: Resultado do comportamento da alma senoidal com a variação da temperatura da mesa superior (mesa inferior e alma com temperatura de 700°C).....	82
Tabela 6.4: Relação entre os resultados do processo analítico e do ABAQUS para o perfil PSS400	83
Tabela 6.5: Relação entre a deformação e os fatores de redução e os novos resultados analíticos para o perfil PSS400.....	85
Tabela 6.6: Comparação entre os fatores de redução adotados pelo EN 1993-1-2:2005, pela BS 5950-8:1990 e por Ranawaka e Mahendran (2008).....	86
Tabela 6.7: Relação entre a capacidade resistente à força cortante proposta a 2%, 0,2% e 0,5% e a capacidade resistente encontrada no MEF.....	88

LISTA DE SÍMBOLOS

Maiúsculos

A = área da seção transversal;

A_w = área da seção transversal da alma senoidal;

\mathbf{C} = matriz de calor específico;

C_v = coeficiente de cisalhamento da alma;

D_y = rigidez de diafragma na direção do eixo central de inércia y da seção transversal;

$D_{y,\theta}$ = rigidez de diafragma na direção do eixo central de inércia y da seção transversal em temperatura elevada;

D_z = rigidez de diafragma na direção do eixo longitudinal z do perfil;

$D_{z,\theta}$ = rigidez de diafragma na direção do eixo longitudinal z do perfil em temperatura elevada;

E = módulo de elasticidade do aço;

$E_{a,\theta}$ = módulo de elasticidade em temperatura elevada;

\mathbf{F} = matriz de fluxos de calor;

G = módulo de elasticidade transversal;

I = momento de inércia;

I_{wy} = momento de inércia de uma corrugação;

L = vão;

M = momento fletor;

\mathbf{K} = matriz de condutividade térmica;

S = superfície;

V = volume;

V_{pl} = força cortante correspondente à plastificação da alma;

$V_{pl,\theta}$ = força cortante correspondente à plastificação da alma em temperatura elevada;

V_{Rk} = força cortante resistente nominal da alma senoidal do perfil;

$V_{Rk,\theta}$ = força cortante resistente nominal da alma senoidal do perfil em temperatura elevada;

Minúsculos

a = comprimento do perfil;

b_{fi} = largura da mesa inferior;

b_{fs} = largura da mesa superior;

b_w = largura da corrugação;

c = calor específico;

c_a = calor específico do aço;

$f_{p,\theta}$ = limite de proporcionalidade;

f_s = fator de forma;

f_u = resistência à ruptura;

f_y = resistência ao escoamento;

$f_{y,\theta}$ = resistência ao escoamento em temperatura elevada;

h = altura da alma;

k = coeficiente de flambagem;

$k_{y,\theta}$ = fator de redução para a resistência ao escoamento;

$k_{p,\theta}$ = fator de redução para o limite de proporcionalidade;

$k_{E,\theta}$ = fator de redução para o módulo de elasticidade;

q = carregamento;

s = perímetro de uma corrugação;

t = tempo;

t_f = espessura da mesa;

t_{fi} = espessura da mesa inferior;

t_{fs} = espessura da mesa superior;

t_m = espessura do material de proteção contra incêndio;

t_w = espessura da alma;

u = perímetro exposto ao incêndio;

u_m = perímetro efetivo do material de proteção contra incêndio;

w = comprimento de uma corrugação;

Outros

α = o ângulo de inclinação do trecho elástico inicial;

α_c = coeficiente de transferência de calor por convecção;

σ = tensão;

ε_{res} = emissividade resultante;

$\varepsilon_{p,\theta}$ = a deformação correspondente ao limite de proporcionalidade;

$\varepsilon_{y,\theta}$ = a deformação de escoamento;

$\varepsilon_{i,\theta}$ = deformação no final da plastificação;

$\varepsilon_{u,\theta}$ = a deformação última;

θ_0 = temperatura do ambiente antes do início do incêndio;

θ_a = temperatura do aço;

$\theta_{a,t}$ = temperatura do aço no tempo t ;

θ_g = temperatura dos gases,

$\theta_{g,t}$ = temperatura dos gases no tempo t ;

δ = variação;

λ = índice de esbeltez;

λ_0 = índice de esbeltez reduzido;

$\lambda_{0,p}$ = índice de esbeltez reduzido correspondente à plastificação da alma;

$\lambda_{0,r}$ = índice de esbeltez reduzido correspondente ao início do escoamento da alma por cisalhamento;

$\lambda_{0,\theta}$ = índice de esbeltez reduzido em temperatura elevada;

λ_a = condutividade térmica do aço;

λ_m = condutividade térmica do material de proteção contra incêndio;

λ_p = índice de esbeltez correspondente à plastificação da alma;

λ_r = índice de esbeltez correspondente ao início do escoamento da alma por cisalhamento;

λ_x = condutividade térmica na direção x ;

λ_y = condutividade térmica na direção y ;

λ_z = condutividade térmica na direção z ;

ν = coeficiente de Poisson;

ρ = densidade do material;

ρ_a = massa específica do aço;

ρ_m = massa específica do material de proteção;

τ_{cr} = tensão crítica elástica de flambagem por cisalhamento;

$\tau_{cr,\theta}$ = tensão crítica elástica de flambagem por cisalhamento em temperatura elevada;

φ = valor do fluxo de calor por unidade de área;

φ_c = componente do fluxo de calor devido à convecção;

φ_r = componente do fluxo de calor devido à radiação;

$\dot{\psi}$ = taxa de calor interno gerado,

∂ = derivação;

Ω = domínio;

Γ = contorno;

Δ = variação;

$\Delta\theta_{a,t}$ = elevação da temperatura na seção transversal de um elemento estrutural de aço;

Δt = intervalo de tempo;

RESUMO

Os perfis de alma senoidal possuem um uso relativamente recente na indústria da construção. Tal uso tem-se concentrado, até o momento, em estruturas isentas de requisitos de resistência ao fogo. Entretanto, em função da crescente preocupação com o comportamento das estruturas em situação de incêndio e a possibilidade de expansão do uso do perfil para outros tipos de estrutura, torna-se necessário conhecer melhor o seu comportamento em temperatura elevada.

O objetivo principal desta dissertação é propor um procedimento analítico para estimar a capacidade resistente ao esforço cortante do perfil de alma senoidal em temperatura elevada. O procedimento proposto utiliza o procedimento existente para temperatura ambiente apenas expandindo suas equações para incorporar a degeneração das propriedades mecânicas do aço com o aumento da temperatura.

Para a validação dos procedimentos, efetuou-se uma análise numérica via Método dos Elementos Finitos com o auxílio do programa computacional ABAQUS. Os perfis foram simulados em condições isotérmicas de temperatura a 20 °C, 400 °C, 550 °C e 700 °C. A capacidade resistente última ao esforço cortante encontrada foi comparada com aquela obtida pelo procedimento analítico proposto, o que resultou em uma calibração dos fatores de redução das propriedades do aço para o perfil de alma senoidal.

Dessa forma, este trabalho representa um avanço ao apresentar um procedimento analítico de uso simples e eficiente para predizer a capacidade resistente de perfis de alma senoidal em situação de incêndio.

Palavras chave: perfil de alma senoidal, força cortante, temperatura elevada

ABSTRACT

This work presents an analytical and numerical analysis of shear strength for I-girders sinusoidal corrugated web at elevated temperature. At room temperature, the corrugation increases the shear strength of the web, thus avoiding failure of the beam due to loss of stability before the plastic limit-loading for the web is reached.

The main focus of this work is the behavior of the web under fire conditions. A simple analytical procedure is proposed to verify the shear strength of the web at elevated temperatures. Considering the deterioration of material properties, the equations for room temperature was expanded to elevated temperature.

Analytical results were compared with Finite Elements (FE) analysis, using the computational program ABAQUS. It was considered isothermal conditions at room temperature, 400°C, 550°C and 700°C. The boundary conditions at the edges of the web panel simulated transverse stiffeners. For room temperature, the load was applied until the collapse of the web panel; and at elevated temperature, the temperature was increased through the degeneration of the material properties and then the load was applied until the collapse.

The numerical analysis with the EN 1993-1-2:2005 stress-strain relationship was able to simulate the behavior of slender elements, in this case, the sinusoidal web. However, the analytical analysis had to be adjusted to reproduce these results. Thus, it was adjusted the retention ratio of the yield strength. Through the results, it was found a retention ratio at 0.5% of deformation based on the EN 1993-1-2:2005 stress-strain relationship for the 2 mm web thickness. This retention ratio is close to that recommended by the BS 5950 - Part 8: 1990, and is also similar to the retention ratio for class 4 sections of the EN 1993-1-2: 2005.

In conclusion, is proposed a simple analytical procedure to predict the ultimate shear strength at elevated temperatures for corrugated web beams, applying only the appropriated retention ratios for the material properties at elevated temperatures.

Key words: corrugated web plate, shear strength, elevated temperature.

1 INTRODUÇÃO

1.1 O Perfil de Alma Senoidal

1.1.1 Generalidades

O perfil de alma senoidal possui seção I e é constituído por mesas formadas por chapas planas e alma formada por uma chapa fina corrugada de forma senoidal (figura 1.1). A corrugação da alma aumenta consideravelmente sua rigidez e resistência às tensões de cisalhamento, reduzindo a possibilidade de flambagem local e facilitando o alcance da força cortante de plastificação. Por isso, o perfil de alma senoidal pode ser construído com chapas de alma de espessura bastante reduzida, sem a utilização de enrijecedores transversais (Pimenta, 2008).

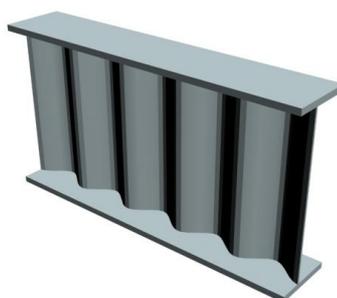


Figura 1.1: Perfil de alma senoidal (Codeme Engenharia)

Os perfis de alma senoidal têm sido fabricados por empresas como “GLP Corrugated Plate Industry” nos Países Baixos, a “Ranabalken” na Suécia, a “Zeman & Co” na Áustria e, a partir de 2005, pela Codeme Engenharia, no Brasil. As pontes, galpões comerciais e os edifícios industriais tornaram-se sua principal aplicação (figura 1.2), assim como as passarelas de pedestres, as estruturas de correias transportadoras e os silos (Plais, 2005).



Figura 1.2: Pórticos com perfis de alma senoidal (Codeme Engenharia)

A eficiência máxima dos perfis de alma senoidal é atingida quando a solicitação por flexão é preponderante à solicitação por força axial. Devido à corrugação, a chapa da alma tem pouca resistência à força axial na direção perpendicular às nervuras. Sendo assim, o comportamento dos perfis de alma senoidal pode ser comparado ao das treliças, onde o momento fletor e a força axial são resistidos pelas mesas e a força cortante pela alma. A faixa ótima de aplicação do perfil de alma senoidal na engenharia estrutural se dá para seções transversais com alturas entre 450 mm e 1800 mm, abaixo desse intervalo os perfis I seriam os mais indicados e, acima, as treliças (Pimenta, 2008).

O processo de fabricação do perfil de alma senoidal é completamente automatizado. A chapa da alma é desbobinada, aplainada, retificada e cortada. Depois, ganha a conformação senoidal e é levada à estação de montagem, onde garras hidráulicas pressionam as chapas das mesas já preparadas contra suas faces laterais. Em seguida, a

linha de soldagem é identificada por meio de medição a laser e por fim, robôs executam a soldagem da alma nas duas mesas simultaneamente.

Como vigas, os perfis de alma senoidal apresentam algumas vantagens. Eles pesam entre 9% e 13% menos que o perfil de alma plana [Hamada *et al.* (1984)¹ apud Wang (2003)]. Apresentam comportamento e peso semelhantes ao da treliça, mas com menores custos de produção e manutenção. Além disso, se comparados aos perfis de alma com corrugação trapezoidal, bastante usados em diversos países, possuem o aspecto favorável de não ter parte plana na alma, que é suscetível a sofrer flambagem local. Outra vantagem é a já mencionada grande resistência da alma à força cortante, que facilita o alcance do seu limite plástico.

Segundo Resende (2006) e Calenzani (2008), uma das desvantagens do perfil de alma senoidal refere-se a seu comportamento em situação de incêndio, onde a pequena espessura da alma pode causar o aquecimento mais rápido da viga. Outra desvantagem é que a conformação senoidal da alma pode representar dificuldades para as ligações. Além disso, um obstáculo para a maior utilização dos perfis de alma senoidal é a falta de normas e programas para o seu dimensionamento estrutural.

1.1.2 Perfis Produzidos no Brasil

No Brasil a Codeme Engenharia produz perfis de alma senoidal com as seguintes características geométricas (figura 1.3):

- a) comprimento máximo de 16 m;
- b) seção transversal com a altura da alma entre 400 mm e 1200 mm e espessura de 2,0 ou 3,0 mm, mesas com largura entre 125 mm e 350 mm e espessura entre 4,75 mm e 19,0 mm (as espessuras das duas mesas podem ser diferentes);
- c) corrugação senoidal da alma com altura de onda de 40 mm e 43 mm, para 2,0 mm e 3,0 mm de espessura respectivamente, e comprimento de 155 mm.

¹ Hamada, M., Nakayama, K., Kakihara, M., Saloh, K. and Ohtake, F., *Development of welded I-beam with corrugated web*, The Sumitomo Search, No. 29, pp 75-90, 1984.

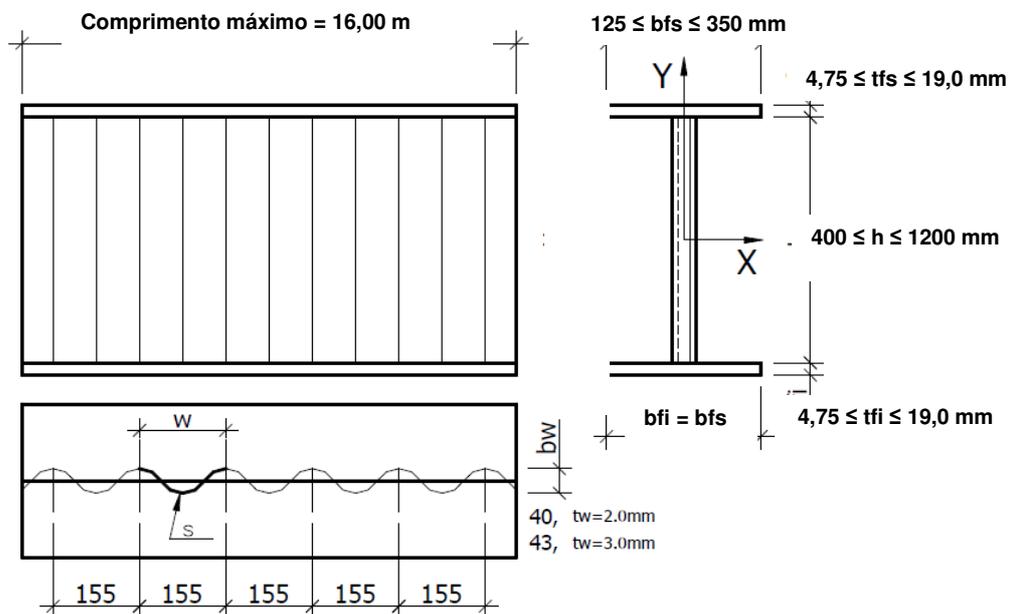


Figura 1.3: Características geométricas do perfil de alma senoidal (Plais, 2005)

Por razões de disponibilidade do produto no mercado nacional, na alma dos perfis é empregado aço USI CIVIL 300, que possui resistência ao escoamento (f_y) de 300 MPa e resistência à ruptura (f_u) de 410 MPa, e nas mesas aço USI CIVIL 350, que tem resistência ao escoamento e à ruptura de 350 MPa e 500 MPa, respectivamente.

1.2 O Fenômeno do Incêndio

1.2.1 Generalidades

O fenômeno do incêndio consiste na ocorrência de fogo não controlado que pode provocar prejuízos materiais e também a perda de vidas. Para evitar esses danos deve haver uma constante preocupação com o combate e a prevenção aos incêndios.

O projeto de segurança contra incêndio de uma edificação envolve a prevenção do incêndio por meio do uso de materiais não-inflamáveis e instalações bem projetadas. Ele também prioriza o escape das pessoas por meio de rotas de fuga, escadas de

segurança e sistemas de exaustão de fumaça. Constam do projeto, quando necessários, equipamentos para a extinção do incêndio, como redes de hidrantes, dispositivos de alerta, chuveiros automáticos, extintores, além de brigada particular contra o fogo, entre outros. Ele prevê ainda a compartimentação da edificação para se evitar a propagação do incêndio. Mais recentemente, os documentos regulatórios passaram a tratar também de questões de segurança estrutural em situação de incêndio. Assim, foram elaborados os regulamentos dos corpos de bombeiro de São Paulo e Minas Gerais, respectivamente a IT (Instrução Técnica) 08/2004 – Segurança Estrutural nas Edificações e a IT (Instrução Técnica) 06/2005 – Segurança Estrutural nas Edificações, que fornecem TRRF (Tempo Requerido de Resistência ao Fogo), que possuem força de lei e não são muito diferentes entre si. No âmbito da ABNT, foram produzidas as Normas ABNT NBR 14432:2000, que tem por objetivo estabelecer condições a serem atendidas pelos elementos estruturais e de compartimentação que integram os edifícios para que, em situação de incêndio, se evite o colapso estrutural, e a norma ABNT NBR 14323:1999, à qual cabe definir os critérios gerais que regem o dimensionamento em situação de incêndio das estruturas de aço e das estruturas mistas de aço e concreto de edifícios.

A verificação da estrutura é necessária, pois durante um incêndio, as elevadas temperaturas provocam a degeneração das propriedades dos materiais e conseqüentemente a redução de sua capacidade resistente e rigidez. Assim, a estrutura pode perder condições de suportar as ações atuantes e sofrer colapso total ou parcial.

1.2.2 Curvas de Incêndio

No que se refere ao estudo das estruturas, a principal característica de um incêndio é a curva que fornece a temperatura dos gases em função do tempo de incêndio, pois, a partir dessa curva, é possível determinar a temperatura máxima atingida pela estrutura e sua correspondente resistência em altas temperaturas (Silva, 2001). A seguir, algumas curvas são apresentadas sucintamente.

1.2.2.1 Incêndio Real e Natural

Um incêndio real apresenta uma fase inicial chamada de fase de ignição. Nessa fase, as temperaturas são relativamente baixas ($\leq 300^{\circ}\text{C}$) e o incêndio pode ser considerado de pequenas proporções, geralmente sem risco à vida humana ou à estrutura.

Quando praticamente toda a superfície de material combustível presente no ambiente entra em ignição, tem-se a inflamação generalizada ou *flashover*, que é caracterizada por uma grande propagação do incêndio (ver figura 1.4).

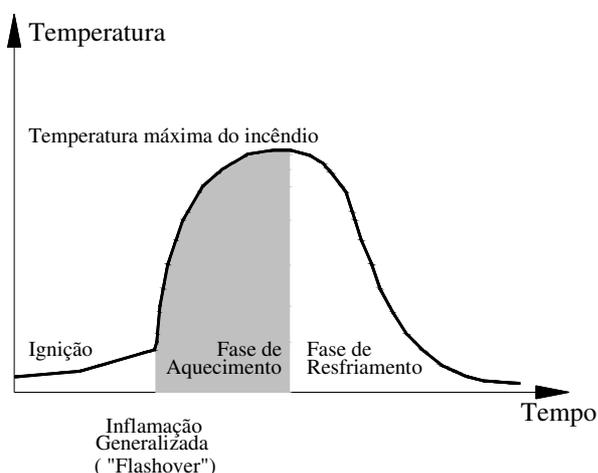


Figura 1.4: Modelo de Incêndio Real (Silva, 2001)

Na fase *pós-flashover*, ou fase de aquecimento, o incêndio assume grandes proporções e há um aumento brusco da temperatura até atingir seu ponto máximo. Quando o material combustível começa a extinguir-se, ou seja, quando cerca de 70% dele já foi queimado, a temperatura começa a se reduzir gradativamente (Fakury, 2009).

O incêndio natural é definido pela ABNT NBR 14432:2000 como a curva temperatura *versus* tempo que simula o incêndio real, gerada a partir de ensaios em compartimentos. Esses ensaios simulam situações reais, em que se consideram a variação da quantidade de material combustível, as características térmicas dos elementos de vedação, a geometria e a ventilação do compartimento (figura 1.5).

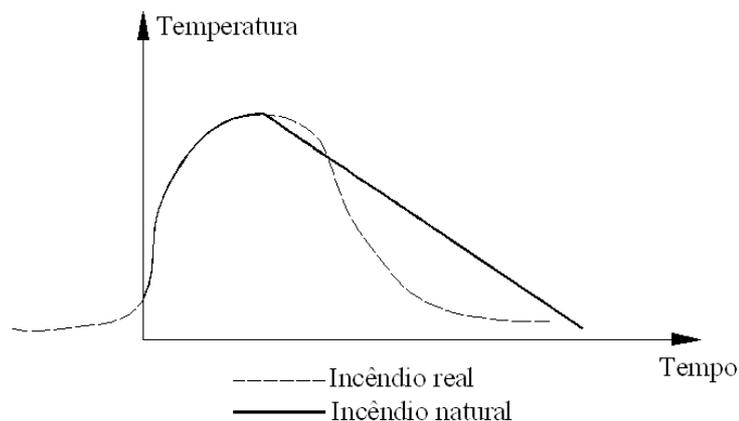


Figura 1.5: Modelo de Incêndio Natural (Silva, 2001)

1.2.2.2 Incêndio-Padrão

Segundo Silva (2001), denomina-se incêndio-padrão o modelo de incêndio para o qual se admite que a temperatura dos gases do ambiente em chamas respeite as curvas padronizadas para ensaio. Essa família de curvas possui apenas um ramo ascendente, ou seja, assume a temperatura dos gases sempre crescente com o tempo, e também é independente das características do ambiente e da carga de incêndio. As curvas padronizadas mais citadas internacionalmente são a ISO 834 (1994) e a ASTM E 119 (1988), que possuem valores muito próximos (figura 1.6).

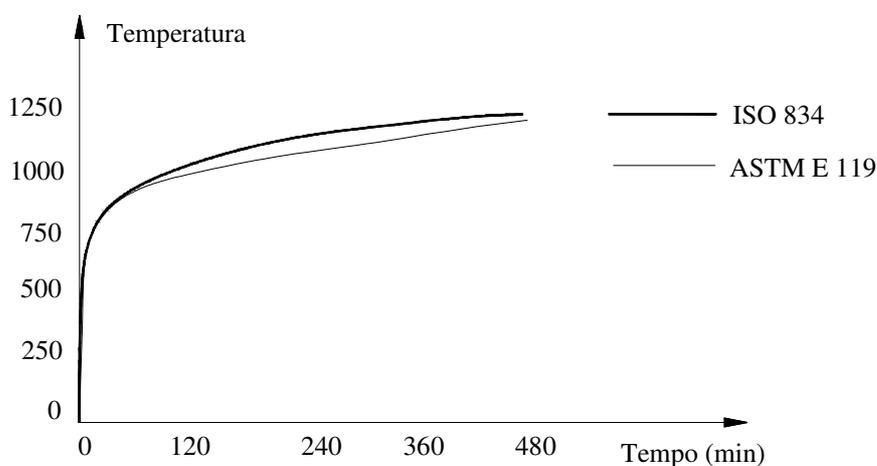


Figura 1.6: Curvas-padrão temperatura *versus* tempo (Silva, 2001)

A ABNT NBR 14432:2000 assume a curva da ISO 834 (1994) definindo incêndio-padrão como a elevação padronizada da temperatura em função do tempo, dada pela expressão:

$$\theta_g = \theta_0 + 345 \log(8t + 1) \quad (1.1)$$

onde t é o tempo em minutos, θ_0 é a temperatura do ambiente antes do início do incêndio, em graus Celsius, geralmente tomada igual a 20°C, e θ_g é a temperatura dos gases, em graus Celsius, no instante t (ver figura 1.6, curva ISO 834).

1.2.3 TRRF – Tempo Requerido de Resistência ao Fogo

O TRRF é o tempo que indica, com base na curva de incêndio-padrão, a evolução da temperatura do incêndio a ser usada no cálculo para que sejam alcançados os objetivos do projeto em situação de incêndio (Fakury, 2009). As estruturas são dimensionadas para um dado TRRF, que permite chegar a uma temperatura de incêndio, com a qual se obtém a temperatura da estrutura e a redução das propriedades de seus materiais.

A ABNT NBR 14432:2000 fornece o valor do TRRF – tempo requerido de resistência ao fogo – definido por consenso da sociedade em função dos riscos e das consequências do incêndio. O TRRF pode ser nulo em alguns casos, como na maioria dos edifícios térreos. Quando não é nulo, varia de 30 a 120 minutos com intervalos de 30 minutos (a tabela 1.1 elaborada com base na norma fornece o TRRF de algumas edificações).

Tabela 1.1: Tempo requerido de resistência ao fogo, TRRF, em minutos (ABNT NBR 14432:2000)

Ocupação/uso	Profundidade do subsolo (m)			Altura da edificação (m)			
	Classe S ₂ h _s ≥ 10	Classe S ₁ h _s ≤ 10	Classe P ₁ h ≤ 6	Classe P ₂ 6 < h ≤ 12	Classe P ₃ 12 < h ≤ 23	Classe P ₄ 23 < h ≤ 30	Classe P ₅ h > 30
	Residencial	90	60 (30)	30	30	60	90
Serviços de hospedagem	90	60	30	60 (30)	60	90	120
Comercial varejista	90	60	60 (30)	60 (30)	60	90	120
Serviços profissionais, pessoais e técnicos	90	60 (30)	30	60 (30)	60	90	120
Educacional e cultura física	90	60 (30)	30	30	60	90	120
Locais de reunião de público	90	60	60 (30)	60	60	90	120
Serviços automotivos	90	60 (30)	30	60 (30)	60	90	120
Serviços de saúde e institucionais	90	60 (30)	30	30	30	30	60
Industrial	120	90	60 (30)	60 (30)	90 (60)	120 (90)	120
Depósitos	90	60 (30)	30	30	30	30	60
	120	90	60	60	90 (60)	120 (90)	120

Notas: a) h (altura) é a distância do piso de descarga ao piso do último pavimento. b) os tempos em parênteses podem ser usados em subsolos com área bruta de cada pavimento de até 500 m² ou pavimentos elevados com área bruta de cada pavimento de até 750 m².

1.3 Comportamento do Aço em Temperatura Elevada

1.3.1 Generalidades

Em situação de incêndio, o aumento da temperatura faz com que os valores da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade do aço se reduzam, levando à perda de resistência e rigidez da estrutura, que assim não consegue mais suportar o carregamento atuante, atingindo o colapso estrutural.

Nos subitens seguintes serão apresentadas as variações das propriedades mecânicas e térmicas do aço com a elevação da temperatura, que serão utilizadas neste trabalho, de acordo com a ABNT NBR 14323:1999 e o EN 1993-1-2: 2005.

1.3.2 Propriedades Mecânicas

1.3.2.1 Relação Tensão versus Deformação

Para taxas de aquecimento entre 2 °C/min e 50 °C/min, as propriedades relacionadas a resistência e deformação dos aços estruturais em temperatura elevada devem ser obtidas da relação tensão *versus* deformação fornecida pelo EN 1993-1-2: 2005, apresentada na figura 1.7, na qual:

α é o ângulo de inclinação do trecho elástico inicial, que define o módulo de elasticidade $E_{\alpha, \theta}$;

$f_{p, \theta}$ é o limite de proporcionalidade;

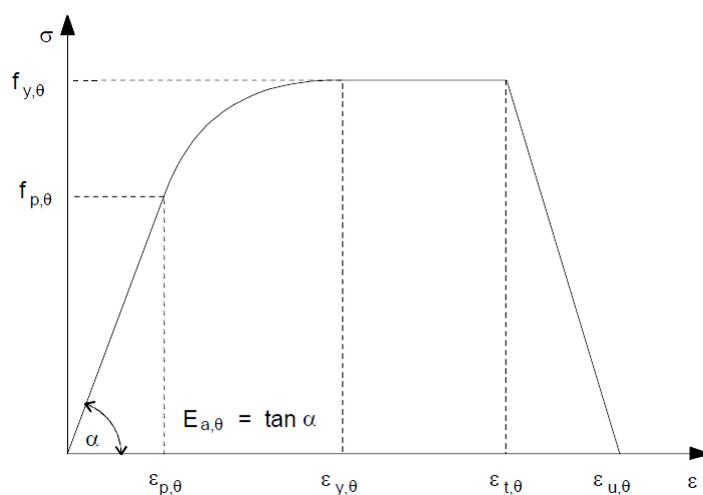
$f_{y, \theta}$ é a resistência ao escoamento em temperatura elevada;

$\varepsilon_{p, \theta}$ é a deformação correspondente ao limite de proporcionalidade;

$\varepsilon_{y, \theta}$ é a deformação de escoamento;

$\varepsilon_{t, \theta}$ é deformação no final da plastificação;

$\varepsilon_{u, \theta}$ é a deformação última.



Varição da deformação	Tensão σ	Módulo tangente
$\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$	$\varepsilon E_{a,\theta}$	$E_{a,\theta}$
$\varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta}$	$f_{p,\theta} - c + (b/a) [a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0,5}$	$\frac{b(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)}{a [a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0,5}}$
$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta}$	$f_{y,\theta}$	0
$\varepsilon_{t,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{y,\theta} [1 - (\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta}) / (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta})]$	-
$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta}$	0,00	-
Parâmetros	$\varepsilon_{p,\theta} = f_{p,\theta} / E_{a,\theta}$ $\varepsilon_{y,\theta} = 0,02$	$\varepsilon_{t,\theta} = 0,15$ $\varepsilon_{u,\theta} = 0,20$
Funções	$a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + c / E_{a,\theta})$ $b^2 = c (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) E_{a,\theta} + c^2$ $c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) E_{a,\theta} - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})}$	

Figura 1.7: Relação tensão *versus* deformação para o aço em temperatura elevada

A tabela 1.2 apresenta os fatores de redução para a resistência ao escoamento, o limite de proporcionalidade e o módulo de elasticidade dos aços laminados definidos a seguir:

- $k_{y,\theta} = f_{y,\theta} / f_y$
- $k_{p,\theta} = f_{p,\theta} / f_y$
- $k_{E,\theta} = E_{a,\theta} / E$

Tabela 1.2: Fatores de redução para o aço laminado (EN 1993-1-2: 2005)

Temperatura do aço θ_a (°C)	Fator de redução da resistência ao escoamento do aço $k_{y,\theta}$	Fator de redução do limite de proporcionalidade $k_{p,\theta}$	Fator de redução do módulo de elasticidade do aço $k_{E,\theta}$
20	1,000	1,000	1,0000
100	1,000	1,000	1,0000
200	1,000	0,807	0,9000
300	1,000	0,613	0,8000
400	1,000	0,420	0,7000
500	0,780	0,360	0,6000
600	0,470	0,180	0,3100
700	0,230	0,075	0,1300
800	0,110	0,050	0,0900
900	0,060	0,0375	0,0675
1000	0,040	0,0250	0,0450
1100	0,020	0,0125	0,0225
1200	0,000	0,0000	0,0000

Nota: Para valores intermediários da temperatura do aço, pode ser feita a interpolação linear.

A variação dos fatores de redução com a temperatura é ilustrada na figura 1.8.

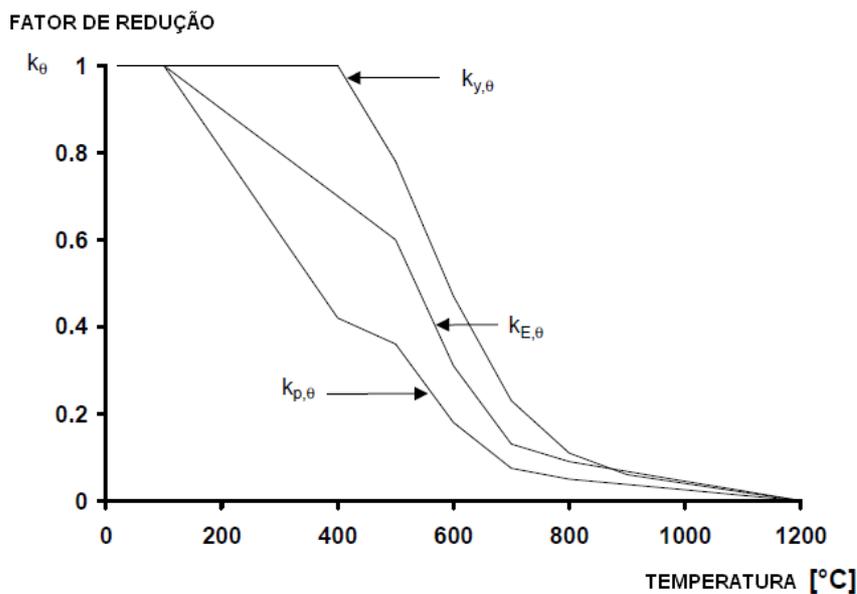


Figura 1.8: Variação dos fatores de redução de resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade do aço (EN 1993-1-2: 2005)

A norma brasileira ABNT NBR 14323:1999 utiliza os mesmos fatores de redução ($k_{y,\theta}$ e $k_{E,\theta}$) para os aços laminados apresentados pelo Eurocode (EN 1993-1-2: 2005) na tabela 1.2.

1.3.2.2 *Massa Específica*

A massa específica do aço pode ser considerada independente da temperatura, e igual a:

$$\rho_a = 7850 \text{ kg/m}^3 \quad (1.2)$$

1.3.3 Propriedades Térmicas

1.3.3.1 *Calor Específico*

O calor específico do aço (c_a), em joules por quilogramas e por graus Celsius (J/kg°C), pode ser determinado da seguinte forma:

- para $20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 600^\circ\text{C}$

$$c_a = 425 + 7,73 \times 10^{-1} \theta_a - 1,69 \times 10^{-3} \theta_a^2 + 2,22 \times 10^{-6} \theta_a^3 \quad (1.3)$$

- para $600^\circ\text{C} \leq \theta_a < 735^\circ\text{C}$

$$c_a = 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a} \quad (1.4)$$

- para $735^\circ\text{C} \leq \theta_a < 900^\circ\text{C}$

$$c_a = 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731} \quad (1.5)$$

- para $900^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C}$

$$c_a = 650 \quad (1.6)$$

onde θ_a é a temperatura do aço, em graus Celsius.

1.3.3.2 Condutividade Térmica

A condutividade térmica do aço (λ_a), em watts por metros e por graus Celsius ($\text{W/m}^\circ\text{C}$), pode ser determinada por meio das expressões:

- para $20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 800^\circ\text{C}$

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \times 10^{-2} \theta_a \quad (1.7)$$

- para $800^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C}$

$$\lambda_a = 27,3 \quad (1.8)$$

onde θ_a é a temperatura do aço, em graus Celsius.

1.4 Objetivos

O presente trabalho enfoca perfis de alma senoidal utilizados como elementos estruturais de aço, em situação de incêndio. Mais especificamente, refere-se ao comportamento da alma do perfil, e tem como objetivos:

- a determinação da capacidade resistente à força cortante por meio de análise numérica via Método dos Elementos Finitos;
- a proposição de um procedimento analítico de fácil aplicação para obtenção da capacidade resistente à força cortante.

1.5 Justificativa

Não há na literatura científica um conjunto consistente de estudos sobre a capacidade resistente do perfil de alma senoidal em situação de incêndio. Esse fato pode ser creditado principalmente por ser um perfil de uso relativamente recente em muitos países, e pela maior parte de sua utilização, até o momento, ser em estruturas isentas dos requisitos de resistência ao fogo (pontes, galpões térreos, coberturas, etc.). Porém, a crescente preocupação com o comportamento das estruturas em situação de incêndio e a possibilidade do uso do perfil ser expandido, por exemplo, a edifícios de andares múltiplos (nesses edifícios, os perfis podem ser usados inclusive em vigas mistas de aço e concreto), faz com que seja necessário um maior desenvolvimento de pesquisas referentes ao tema.

1.6 Organização do Texto

O capítulo dois traz uma revisão bibliográfica envolvendo alguns trabalhos julgados mais relevantes, tendo em vista o tema desta Dissertação. Entre eles incluem-se trabalhos sobre o comportamento de perfis de almas planas em temperaturas elevadas, relatórios de ensaios de vigas de alma senoidal em situação de incêndio e o comportamento do aço sob temperatura elevada.

No terceiro capítulo tem-se uma descrição dos procedimentos para o cálculo da força cortante nominal do perfil de alma senoidal em temperatura ambiente. Em seguida apresenta-se o procedimento analítico para o cálculo da força cortante nominal, proposto neste trabalho, para a verificação do perfil de alma senoidal em temperatura elevada.

No capítulo quatro é apresentada a seleção dos perfis utilizados nas análises efetuadas neste trabalho, e em seguida é realizada a análise térmica desses perfis, via elementos finitos, usando o programa computacional ABAQUS e o processo analítico da ABNT NBR 14323:1999.

O capítulo cinco trata da validação do modelo numérico desenvolvido no ABAQUS para análise do comportamento dos perfis de alma senoidal sob cisalhamento em temperatura elevada. Em seguida, no capítulo seis, tem-se a análise dos perfis via método dos elementos finitos com base no modelo numérico desenvolvido no capítulo anterior, e uma comparação dos resultados com aqueles obtidos com o procedimento analítico proposto.

No capítulo sete são apresentadas as conclusões e, finalizando, são fornecidas as referências bibliográficas utilizadas na elaboração deste trabalho.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Generalidades

No perfil de alma senoidal, como se viu anteriormente, o momento fletor e a força axial são resistidos apenas pelas mesas, e a força cortante pela alma. O comportamento da alma sob força cortante em temperatura elevada é, portanto, o diferencial entre o perfil de alma senoidal e o perfil de alma plana e, por essa razão, é o foco dessa revisão bibliográfica. Assim, procurou-se identificar e avaliar trabalhos envolvendo o estudo da alma plana em situação de incêndio com diretrizes e conclusões possíveis de serem aplicadas às almas senoidais, e trabalhos que tratam especificamente das almas senoidais em situação de incêndio.

Adicionalmente, será apresentado um item relacionado ao comportamento do aço laminado a frio, levando em conta a variação da resistência com a elevação da temperatura.

2.2 Trabalhos Sobre a Alma Plana em Situação de Incêndio

Com relação ao comportamento da alma plana sob ação de força cortante em temperatura elevada, com resultados que pudessem ser úteis às almas senoidais, apenas os trabalhos de Vimonsatit *et al.* (2007a e b) merecem ser discutidos. Esses autores apresentaram um modelo teórico para prever a força cortante última em painéis da alma de vigas sujeitas a uma temperatura constante específica. Eles partiram da teoria clássica sob temperatura ambiente e adaptaram as equações para temperatura elevada, alterando as propriedades dos materiais. Os resultados desse procedimento, bastante simples e até intuitivo, foram comparados com os obtidos por análise pelo Método dos Elementos Finitos.

No trabalho Vimonsatit *et al.* (2007a) é descrito o comportamento, já bastante conhecido, de um painel de alma plana até o colapso por força cortante em temperatura ambiente. Se as relações entre largura e altura do painel e entre altura e espessura da alma estiverem abaixo de certos limites, o colapso da alma se dá por escoamento. Se esses limites não são obedecidos, o painel flamba antes de escoar (figura 2.1). Nesse caso, sob uma determinada força cortante, tem início a flambagem. A partir daí, conforme a teoria clássica, o colapso ocorre quando as mesas desenvolvem rótulas plásticas depois da formação de um campo de tração diagonal na alma. A força cortante total suportada pelo painel é a soma entre aquela que causa o início da flambagem (figura 2.1a), a força suportada pelo campo de tração na alma (figura 2.1b) e a força necessária para a formação do mecanismo plástico de colapso nas mesas (figura 2.1c).

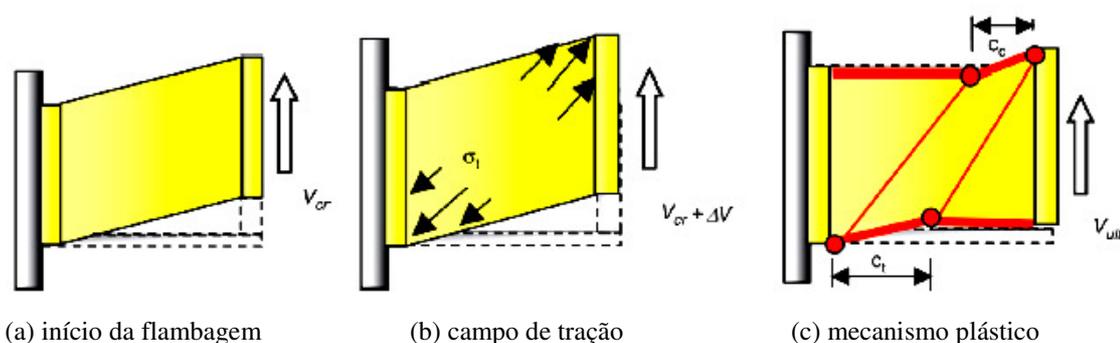


Figura 2.1: Comportamento da alma sob cisalhamento puro até o colapso (Vimonsatit *et al.*, 2007a)

Sob temperatura elevada, Vimonsatit *et al.* (2007a) propuseram utilizar a mesma formulação da temperatura ambiente, com ajustes para incorporar a degradação das propriedades mecânica dos materiais. Os resultados obtidos por esse procedimento foram então comparados com resultados obtidos pelo Método dos Elementos Finitos (MEF), no qual foi usado o programa MSC² para modelar mesas e alma com elementos de casca tridimensionais quadráticos de 8 nós.

Cinco modelos diferentes, com alterações do comprimento e da altura do painel, da espessura da alma e da largura e da espessura das mesas foram analisados por meio do MEF em temperatura ambiente e em temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C. Na análise em temperatura ambiente, a força cortante foi aplicada gradualmente até o painel não suportar mais o seu aumento. Na análise em temperatura elevada, a temperatura foi elevada uniformemente até se alcançar o valor desejado, então a força cortante era aplicada crescentemente até o colapso. Em ambos os casos o carregamento era uniformemente distribuído nas extremidades da alma perpendiculares às mesas, como se vê na figura 2.1.

Comparando-se os resultados obtidos pelo procedimento analítico e pelo MEF em temperatura ambiente, obteve-se uma variação máxima de 8%, permitindo aos autores do trabalho concluir pela confiabilidade do modelo numérico utilizado. Em temperatura elevada, a 400°C, a variação máxima foi de 10%, a 550°C também de 10% e a 700°C de 6%. Assim, tendo em vista as pequenas diferenças encontradas, compatíveis com a diferença verificada em temperatura ambiente, os autores concluíram que o procedimento analítico proposto para temperatura elevada conduzia a bons resultados.

No trabalho de Vimonsatit *et al.* (2007b), são apresentados os resultados de ensaios em placas metálicas carregadas predominantemente por força cortante. Os ensaios foram feitos em temperatura ambiente e em condições isotérmicas a 400°C, 550°C e 700°C, e tinham como objetivo investigar a flambagem por força cortante, a formação do campo de tração diagonal e o desenvolvimento das rótulas plásticas nas mesas. Os resultados

² MSC. *Marc user's guide*, versão 2001. MSC Software Corporation, Calif.

obtidos foram então comparados com os do processo analítico apresentado no trabalho anterior, Vimonsatit *et al.* (2007a), e com aqueles obtidos via Método dos Elementos Finitos. Foi observada a influência da elevação da temperatura na capacidade resistente dos painéis, nas deformações e finalmente no modo de colapso dos painéis.

2.3 Trabalhos Sobre Alma Senoidal em Situação de Incêndio

A respeito da capacidade resistente de vigas de alma senoidal em situação de incêndio, foram encontrados na literatura apenas os relatórios de três ensaios realizados pelo IBS – *Institut für Brandschutztechnik und Sicherheitsforschung* (Instituto de Pesquisa e Tecnologia na Prevenção e Segurança contra Incêndio), da Alemanha, a pedido da empresa austríaca Zeman & Co, respectivamente nos anos de 1994 (IBS, 1994), 1995 (IBS, 1995) e 2006 (IBS, 2006) e um trabalho, realizado na República Checa, de Wald & Kallerová (2008), descrevendo um ensaio em um sistema de piso.

O ensaio de 1994 teve como um dos objetivos servir de instrumento exploratório para experimentos futuros, pois para o perfil de alma senoidal não havia ainda nenhuma definição ou informação sobre o seu comportamento em situação de incêndio. O outro objetivo era o de obter indicativos de como determinar e especificar a espessura da tinta intumescente UNITHERM, de acordo com o fator de massividade do perfil, e também indicativos se o perfil protegido com uma determinada espessura dessa tinta poderia ter uma resistência ao fogo mínima, sob incêndio padrão, de 30 minutos.

Os ensaios foram feitos em dois corpos de prova idênticos de 1m de comprimento com perfil de alma senoidal WTC-500 x 250 x 15 (alma com 3 mm de espessura e 500 mm de altura e mesas com 250 mm de largura e 15 mm de espessura). A proteção foi composta de uma camada de UNITHERM primer, uma camada de fire-UNITHERM e por fim uma camada de UNITHERM-Impact Plating. A espessura final da proteção, já seca, foi de 600 µm. Para determinar a distribuição de temperatura na alma, foram colocados três sensores em cada perfil, dispostos diagonalmente nesse elemento (figura 2.2). Os corpos de prova foram submetidos ao fogo pelos quatro lados. Observa-se que

os ensaios foram bastante simples, em que se avaliou o comportamento da tinta intumescente e se mediu a elevação da temperatura em pontos da alma senoidal protegida pela tinta.



Figura 2.2: Corpos de prova e posição dos sensores (IBS, 1994)

Com relação ao comportamento da tinta intumescente, durante o ensaio foram observados os eventos principais listados na tabela 2.1.

Tabela 2.1: Eventos no comportamento da tinta intumescente nos ensaios de 1994 (IBS,1994)

Tempo de exposição (minutos)	Eventos
5	Bolhas na camada de tinta do corpo de prova.
7	Expansão visível de aproximadamente 10 mm da camada de proteção ao fogo em todo o corpo de prova.
12	Expansão da camada de proteção variando de 20 mm a 30 mm
30	Expansão da camada de proteção próxima de 40 mm
40	Fim do ensaio, com expansão da camada de proteção de aproximadamente 40 mm nas mesas, com descamamento de faixas do material de proteção nas extremidades, e de aproximadamente 50 mm na alma, com um pequeno levantamento da camada de proteção

A figura 2.3 mostra a aparência dos dois corpos de prova após o ensaio.



Figura 2.3: Aparência dos corpos de prova após o término do ensaio (IBS, 1994)

Com relação à elevação de temperatura, os valores medidos nos três sensores dos dois corpos de prova são apresentados na tabela 2.2. Nota-se que as temperaturas medidas no sensor 2, localizado no meio da alma, apresentaram uma diferença significativa para mais em relação aos sensores 1 e 3, que estavam a 30 mm das mesas. Essa distribuição de temperatura mostra claramente que devido ao menor fator de massividade das mesas em relação ao fator da alma, nas regiões próximas das mesas a temperatura fica menor que nas regiões mais distantes. O relatório então menciona que, nos perfis de alma senoidal, quando se usa um material de proteção do tipo da tinta intumescente, uma boa solução é prever uma camada mais espessa nas áreas mais vulneráveis, como a região central da alma, do que nas áreas menos vulneráveis, como as mesas.

Após os ensaios, concluiu-se que para se ter parâmetros gerais sobre a resistência ao fogo dos elementos analisados, seriam necessários outros ensaios, variando o fator de massividade do perfil e a espessura da camada de proteção contra fogo, no caso da tinta intumescente. Finalmente, para uma caracterização do comportamento do perfil sob temperatura elevada, um grande ensaio seria necessário, considerando também o carregamento máximo em tais elementos.

Tabela 2.2: Distribuição de temperatura nos corpos de prova (IBS, 1994)

Tempo (min)	Temperatura dos gases (°C)		Temperatura no corpo de prova 1 (°C)			Temperatura no corpo de prova 2 (°C)		
	Valor nominal	Valor real	Sensor 1	Sensor 2	Sensor 3	Sensor 1	Sensor 2	Sensor 3
0,3	181,0	34,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
2,8	471,9	503,4	0,0	9,3	0,0	0,0	12,0	208,6
5,3	564,6	576,4	59,6	142,7	107,0	51,2	133,6	79,9
7,8	621,4	657,4	141,9	196,6	164,7	120,8	186,3	144,8
10,3	662,6	639,6	176,0	220,4	190,2	162,1	207,1	177,3
12,8	694,8	678,9	203,6	255,2	216,7	186,2	236,1	200,0
15,3	721,3	763,6	231,6	300,1	245,6	211,6	272,2	222,4
17,8	743,8	728,2	262,7	350,5	278,3	236,3	314,3	249,1
20,3	783,4	748,4	295,7	398,9	312,9	263,7	358,5	279,4
22,8	780,6	805,2	330,7	445,8	348,8	294,2	402,0	311,3
25,3	796,2	844,8	366,0	491,1	384,8	324,9	445,1	343,5
27,6	810,2	798,7	399,0	534,9	419,5	355,8	486,6	374,6
30,3	823,1	865,0	431,4	577,1	453,6	384,8	528,0	404,4
32,8	834,9	826,0	465,8	617,4	489,2	414,0	564,8	434,6
35,3	845,9	887,9	498,8	654,7	524,6	442,1	600,3	464,2
37,8	856,1	843,6	534,2	698,2	560,7	471,0	631,3	494,3

* Os valores acima representam a variação da temperatura em relação à temperatura inicial.

O ensaio de 1995 envolveu apenas um corpo de prova, constituído por um perfil de alma senoidal WTB-1000 x 250 x 12 (alma com 2,5 mm de espessura e 1000 mm de altura e mesas com 250 mm de largura e 12 mm de espessura), submetido ao fogo pelos quatro lados. Como nos ensaios de 1994, foi utilizado o sistema de proteção UNITHERM com 600 μm de espessura (o relatório do ensaio não menciona o vão da viga, mas por avaliação visual das fotos e da quantidade de corrugações, estima-se que este tenha cerca de 4 m). Foi ainda aplicada uma força de 50 kN na seção central, diretamente na mesa superior (a força de colapso da viga, citada no relatório, é de 127kN). Durante o ensaio foram observados os eventos listados na tabela 2.3.

Tabela 2.3: Eventos observados no ensaio de 1995 (IBS, 1995)

Tempo exposição (minutos)	Eventos
3	Expansão da camada de proteção na parte superior do corpo de prova
18	Completa expansão do sistema de proteção e trincas evidentes no mesmo
20	Ligeiro descamamento da camada de proteção na parte superior do corpo de prova
30	Flecha de 10 mm na seção central
40	Flecha de 11 mm na seção central
50	Flecha de 12 mm na seção central
60	Fim do ensaio, com 50 mm de deslocamento lateral da mesa superior da seção central, em decorrência de um movimento de flexo-torção, e flambagem localizada da alma no ponto de aplicação da força concentrada

A aparência do corpo de prova após o ensaio é mostrado na figura 2.4.



Figura 2.4: Corpo de prova após o término do ensaio de 1995 (IBS, 1995)

A tabela 2.4 e a figura 2.5 mostram as temperaturas medidas durante o ensaio em seis pontos da alma da viga. O relatório não cita claramente a posição desses pontos, mas pelas fotos e por uma avaliação dos valores, acredita-se que os pontos 4 e 5 estivessem próximos das mesas e os outros (1, 2, 3 e 6) em posições mais distantes das mesas.

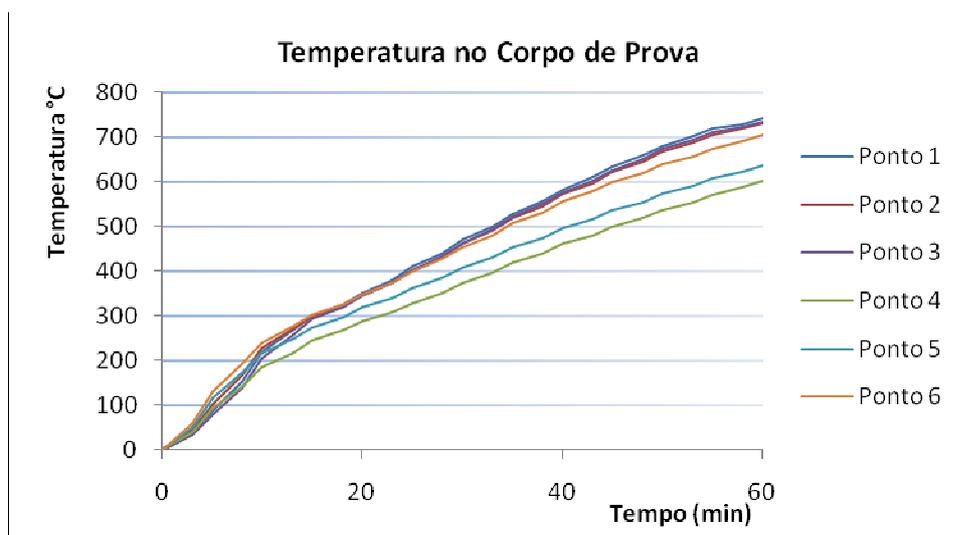


Figura 2.5: Curva Temperatura *versus* Tempo nos pontos 1 a 6 do corpo de prova (IBS, 1995)

Tabela 2.4: Distribuição de temperatura no corpo de prova (IBS,1995)

Tempo de ensaio (min)	Temperatura no corpo de prova					
	Ponto 1	Ponto 2	Ponto 3	Ponto 4	Ponto 5	Ponto 6
0	0,5	0,5	0	0,5	0,4	0,3
3	36	43,4	33,2	39,2	49,6	58,2
5	88,9	103,1	78,8	92,9	115	129,5
8	153,9	166,9	139,9	140,9	172,6	193,4
10	219,8	226,4	205,8	185,1	215	239,5
13	267,1	270,7	256	217,4	247	275,9
15	300,5	300,5	292,1	243,6	273,5	302,1
18	325	323,1	318,6	267	296,5	324
20	350,8	347,2	344,4	287,9	317,9	346,9
23	379,5	374	373,2	308	339,6	372,1
25	409,5	401,9	402,5	329	362,1	399,2
28	440,1	431,9	433,8	350,8	384,9	426,4
30	470,2	461	463,1	373,1	407,8	453,9
33	499,8	490,4	493,3	395,6	430,4	480,4
35	528,4	518,1	520,9	417,9	453	506,5
38	556,8	546	550	440,1	474,6	531,3
40	583,3	572,5	576,2	461	495,7	555,2
43	609,4	597,5	600,9	480,6	516,2	578,4
45	634,4	622	626	499,7	535,9	600,1
48	658,3	645,6	650,9	518,6	554,8	620,4
50	680,3	667,5	673,1	536,6	572,8	639,7
53	701,1	688	693,7	554,3	590,4	657,9
55	719	706,4	710,4	570,9	607,1	675
58	728,8	720	722,9	586,9	622,7	690,9
60	742,4	730,4	733,9	602,8	637,5	705,1

* Os valores acima representam a variação da temperatura em relação à temperatura inicial.

No ensaio realizado pelo IBS em 2006 foi tomado como corpo de prova uma viga com perfil de alma senoidal WTC 333 x 200 x 30 (alma com 3 mm de espessura e 333 mm de altura e mesas com 200 mm de largura e 30 mm de espessura), sem proteção contra incêndio, e vão de 2500 mm. Na seção central, na face superior, foi aplicada uma força concentrada de 25 kN (figura 2.6), não havendo no relatório menção ao valor da força de colapso. Nessa seção, foram colocados enrijecedores transversais de 20 mm de espessura se estendendo por toda a altura da alma. O corpo de prova foi soldado nas duas extremidades em placas de 410 mm de altura por 300 mm de largura e 20 mm de espessura.

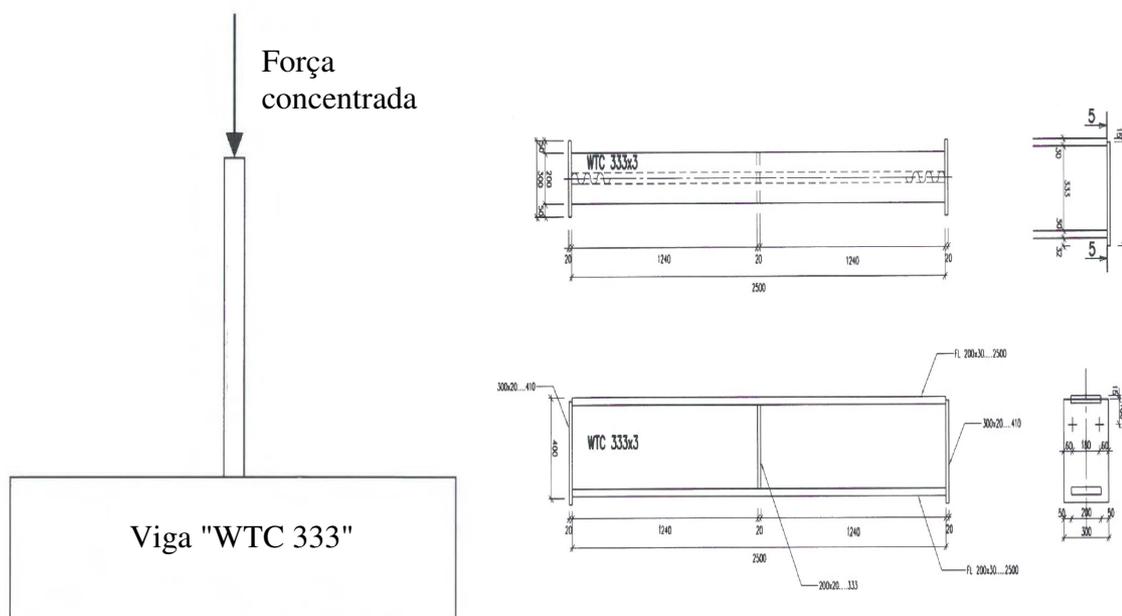


Figura 2.6: Detalhamento do corpo de prova e da aplicação da força (IBS, 2006)

O ensaio durou 30 minutos e seguiu os procedimentos do EN 1363 - Parte 1 (2000)³ e EN 1363 - Parte 3 (2000)⁴ e obedeceu à curva de incêndio-padrão, com o corpo de prova exposto ao fogo por todos os lados. A figura 2.7 mostra o corpo de prova antes do ensaio, aos 7 minutos de ensaio e após o ensaio.

³ EN 1363, parte 1: *Ensaio de resistência ao fogo – parte 1: requerimentos gerais*. Janeiro de 2000.

⁴ EN 1363, parte 3: *Ensaio de resistência ao fogo para elementos sob carregamento – Parte 2: vigas*. Junho de 2000.



Figura 2.7: Corpo de prova antes, durante (aos 7 minutos) e após o ensaio (IBS, 2006)

Durante o ensaio, notou-se aos 7 minutos uma ligeira coloração (ver figura 2.7) e aos 25 minutos um brilho fraco na superfície da viga, salientando-se que os resultados do ensaio só são diretamente aplicáveis a vigas idênticas ao corpo de prova e sob situação semelhante ao qual ele foi exposto.

Em 2008 foi conduzido um ensaio em Mokrsko, República Checa, sob a supervisão dos profissionais do Departamento de Estruturas de Aço e Madeira da Universidade Técnica Checa, em Praga, conforme Wald & Kallerová (2009), com o objetivo principal de verificar o comportamento global de um sistema de piso, envolvendo diferentes elementos, entre os quais vigas mistas casteladas, vigas mistas de alma senoidal, laje pré-fabricada de concreto, lajes mistas de aço e concreto e suas ligações (figura 2.8 e 2.9). Durante o ensaio, realizado sob regime de incêndio natural, com carga de incêndio de 620 MJ/m^2 , a temperatura dos gases, conforme medição por meio de termopares, atingiu cerca de 950°C em aproximadamente 50 minutos. Além da temperatura dos gases, foram medidas as temperaturas e as deformações gerais e relativas dos elementos estruturais. O carregamento aplicado no piso foi uniformemente distribuído de valor igual a $3,0 \text{ kN/m}^2$.

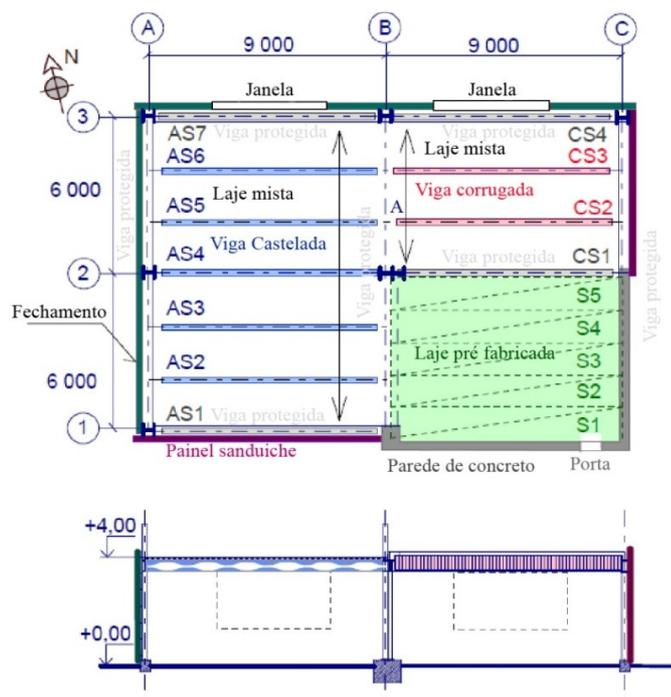


Figura 2.8: Descrição da estrutura, dimensões em milímetros e níveis em metros (Wald & Kallerová, 2009)



a) Posição do carregamento na estrutura



b) Carga de incêndio



c) Ligação entre viga principal e vigas secundárias



d) Vigas de alma senoidal, com os termopares antes do ensaio

Figura 2.9: Detalhes do ensaio (Wald & Kallerová, 2009)

A figura 2.10 apresenta uma comparação entre as curvas de incêndio padrão e parametrizado com as temperaturas medidas durante o ensaio.

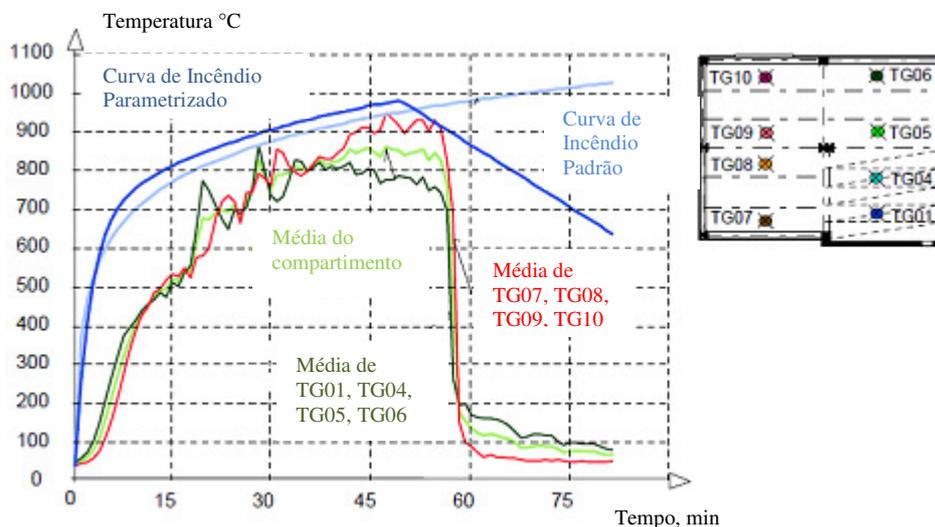


Figura 2.10: Comparação entre as curvas de temperatura de incêndio com as temperaturas medidas durante o ensaio (Wald & Kallerová, 2009)

As vigas de alma senoidal testadas não foram protegidas contra incêndio e tinham perfil desenvolvido pela Kovové Profily Sro, com alma de 4,5 mm de espessura e altura de 500 mm em aço S320, e mesas de 220 mm x 15 mm. As vigas foram construídas de forma a trabalhar como vigas mistas, ou seja, elas eram ligadas à laje por meio de conectores de cisalhamento (ver figura 2.11). As ligações entre vigas foram projetadas com uma chapa de 10 mm e com quatro parafusos M19-classe 8.8, dois dos quais ficavam envolvidos pela laje de concreto. As vigas de alma senoidal, que possuíam vão de 9 m, atingiram durante o ensaio a flecha máxima de 256 mm sob temperatura máxima de 780 °C, portanto de 1/35 do vão. Aos 20 minutos de incêndio, a temperatura na alma, à meia-altura da seção transversal, foi de 450 °C e, aos 32 minutos de 715 °C. A figura 2.12 apresenta a estrutura durante o ensaio e a figura 2.13 mostra os valores da temperatura em cinco pontos da seção transversal situada no meio do vão da viga.



Figura 2.11: Conectores de cisalhamento (Wald & Kallerová, 2009).



Figura 2.12: Estrutura aos 36 min de ensaio, vigas de alma senoidal aos 47 min de ensaio (Wald & Kallerová, 2009).

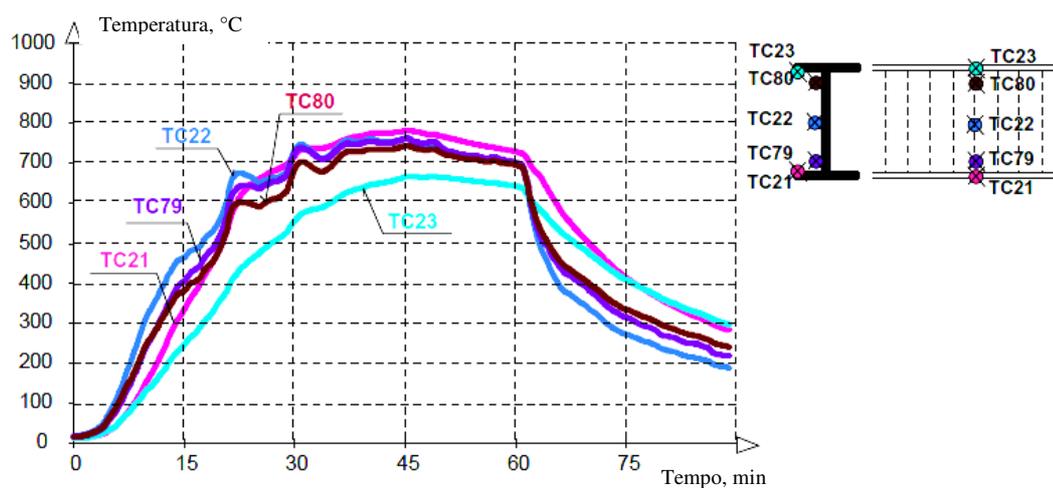


Figura 2.13: Temperatura na altura da viga de alma senoidal no meio do vão (Wald & Kallerová, 2009)

Junto às ligações foram medidas durante o ensaio, além das temperaturas (figuras 2.14 e 2.15), as deformações por meio de extensômetros. As tensões em altas temperaturas foram obtidas por meio das deformações medidas, usando o módulo de elasticidade em temperatura elevada ($E_{a,\theta} = k_{E,\theta}E$) para a temperatura correspondente medida pelos termopares (ver figura 2.15, 2.16 e tabela 2.5).

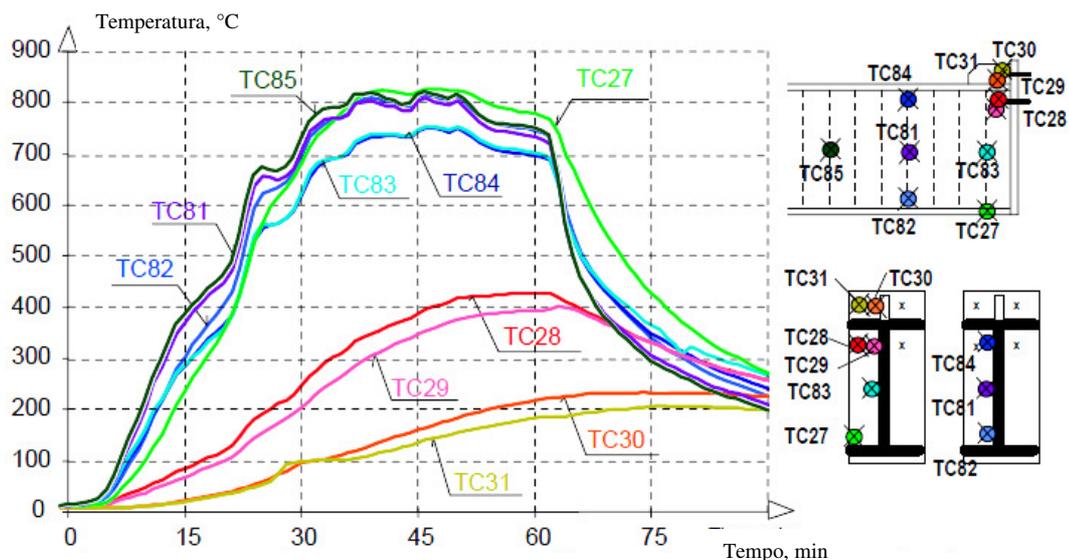


Figura 2.14: Temperaturas medidas na ligação A da viga CS2, ver figura 2.8 (Wald & Kallerová, 2009)



Figura 2.15: Localização dos termopares na ligação A da viga CS2, ver figura 2.8, à esquerda e à direita temos a localização dos extensômetros na mesma ligação (Wald & Kallerová, 2009)

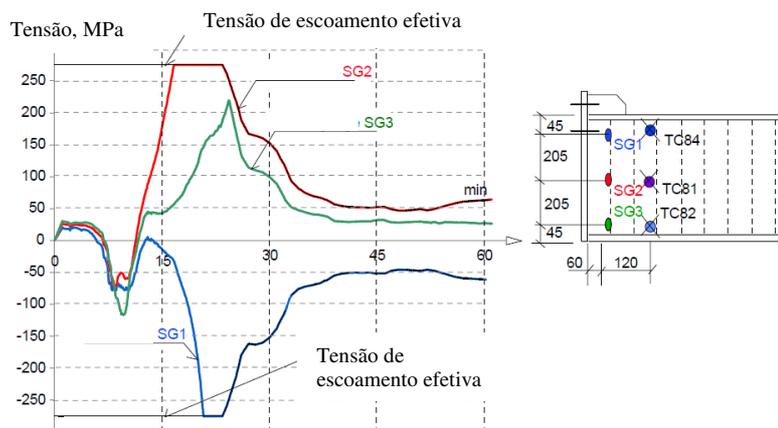


Figura 2.16: Tensões medidas na viga de alma senoidal (Wald & Kallerová, 2009).

Analisando o trabalho, observa-se que a viga de alma senoidal apresentou uma grande deformação, possivelmente bastante influenciada pelo cisalhamento, como se pode ver pela figura 2.17. Porém não houve o colapso na região das vigas de alma senoidal, o que pode ser explicado pelo trabalho em conjunto com a laje, que pode ter apresentado um comportamento de membrana. O colapso da estrutura começou na região onde havia um sistema de laje de concreto com vigas casteladas, aos 62 minutos de incêndio (figura 2.18).



Figura 2.17: Vigas de alma senoidal após o fim do ensaio (Wald & Kallerová, 2009).



Figura 2.18: A estrutura ao fim do ensaio (Wald & Kallerová, 2009).

Tabela 2.5: Evolução das tensões de cisalhamento na viga de alma corrugada (Wald & Kallerová, 2009).

Tempo (min)	TC84			Extensômetro SG1 (parte superior do h da alma)			TC83			Extensômetro SG2 (meio do h da alma)			TC82			Extensômetro SG3 (parte inferior do h da alma)		
	Temperatura °C	Deformação $\mu\epsilon \times 10^{-3}$	E_0 MPa	Tensão MPa	Temperatura °C	Deformação $\mu\epsilon \times 10^{-3}$	E_0 MPa	Tensão MPa	Temperatura °C	Deformação $\mu\epsilon \times 10^{-3}$	E_0 MPa	Tensão MPa	Temperatura °C	Deformação $\mu\epsilon \times 10^{-3}$	E_0 MPa	Tensão MPa		
0	10	0,000	210000	0	10	0,000	210000	0	10	0,000	210000	0	10	0,000	210000	0		
5	23	-0,017	210000	-4	22	0,049	210000	10	20	0,082	210000	17						
10	138	-0,289	201957	-58	132	-0,090	203364	-18	122	-0,145	205401	-30						
15	271	-0,145	174174	-25	269	1,364	174594	238	280	0,292	172305	50						
20	346	-1,972	158424	-275	352	3,878	157017	275	385	1,029	150108	154						
25	542	-7,615	100727	-179	531	9,427	107365	188	595	3,223	68267	134						
30	591	-12,043	70581	-137	588	6,902	72469	140	662	2,582	41551	88						
35	691	-8,978	30891	-70	690	5,827	30967	70	768	2,206	21622	41						
40	739	-6,011	24058	-51	732	5,483	24587	53	809	1,738	18498	29						
45	735	-5,572	24394	-52	733	5,570	24570	53	794	1,730	19429	32						
50	747	-5,167	23327	-48	742	5,629	23738	49	806	1,619	18621	29						
55	718	-5,599	25754	-57	714	5,198	26132	59	764	1,287	21958	28						
60	705	-6,101	26905	-62	698	5,081	27905	64	749	1,141	23209	26						
65	569	-8,966	84162	-156	572	4,377	82030	153	589	0,738	72104	53						

2.4 Trabalhos Sobre o Comportamento do Aço em Situação de Incêndio

Ranawaka e Mahendran (2008) fizeram um estudo experimental para compreender o comportamento das propriedades mecânicas do aço em temperaturas elevadas. Eles concluíram que os aços laminados a frio são mais suscetíveis de perder a resistência adicional obtida por meio do processo de laminação. Esse fato causa uma diferença na degradação das propriedades dos aços laminados a frio em relação aos aços laminados a quente, em temperatura elevada. Os resultados dos ensaios realizados por eles mostraram que os fatores de redução, tanto do EN 1993-1-2: 2005 quanto da BS 5950-8: 1990 são contrários à segurança para o aço laminado a frio. Portanto, com base nos resultados dos ensaios eles propõem algumas equações para se calcular os novos fatores de redução.

Ranawaka e Mahendran (2008) propõem as seguintes expressões para os fatores de redução do aço laminado a frio G250:

$$k_{y,\theta} = -0,0007\theta_a + 1,014 \quad \text{para } 20^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 200^\circ\text{C} \quad (2.1)$$

$$k_{y,\theta} = 3,7 - \frac{(\theta_a - 74)^{0,15}}{0,736} \quad \text{para } 200^\circ\text{C} < \theta_a \leq 800^\circ\text{C} \quad (2.2)$$

3 FORÇA CORTANTE RESISTENTE

3.1 Temperatura Ambiente

3.1.1 Generalidades

A Codeme Engenharia, fabricante dos perfis de alma senoidal no Brasil, conforme Plais (2005), apresenta dois modelos para o dimensionamento de vigas: o de treliça e o modelo convencional de viga modificado. Neste trabalho, para o dimensionamento à força cortante em temperatura ambiente, será apresentado apenas o segundo modelo, porém com algumas adaptações para seu ajuste à norma brasileiro ABNT NBR 8800:2008.

As verificações são as mesmas de um perfil soldado de alma plana, com algumas modificações para adequação das características próprias dos perfis de alma senoidal. Salienta-se que, como é desprezada a contribuição da alma na capacidade resistente do perfil à força axial e ao momento fletor, esse elemento é considerado apenas na determinação da capacidade resistente à força cortante.

A razão de se apresentar neste trabalho o modelo de cálculo da capacidade resistente da alma à força cortante é a possibilidade de estendê-lo para o dimensionamento em temperatura elevada, com a degeneração das propriedades do aço, de maneira similar ao que foi proposto por Vimonsatit *et al.* (2007a) para vigas de alma plana, conforme visto no subitem 2.2.

3.1.2 Capacidade Resistente da Alma à Força Cortante Nominal

No procedimento adotado pela Codeme Engenharia, com base em ensaios e análises pelo Método dos Elementos Finitos (MEF), tendo como referência os trabalhos de Pasternak (1996), que por sua vez tomou por base o estudo de Easley (1975), considera-se que a alma comporta-se como uma placa ortotrópica de rigidezes D_y e D_z , onde D_y é a rigidez de diafragma na direção do eixo central de inércia y da seção transversal e D_z a rigidez de diafragma na direção do eixo longitudinal z da viga (figura 3.1), de valores:

$$D_y = \frac{E I_{wy}}{w} \quad (3.1)$$

$$D_z = \frac{E t_w^3 w}{12 s} \quad (3.2)$$

Nessas expressões, w é o comprimento de uma corrugação (figura 1.3), igual a 155 mm, s é o perímetro de uma corrugação, igual a 177,2 mm e 178,6 mm, respectivamente para almas de espessuras de 2 mm e 3 mm, e I_{wy} é o momento de inércia de uma corrugação, obtido pela integração numérica da curva que representa a forma real da corrugação.

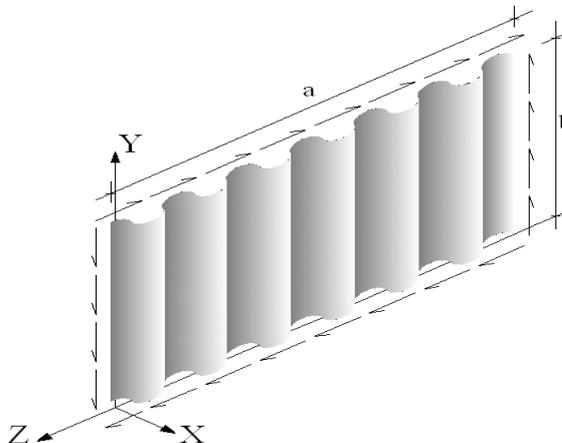


Figura 3.1: Direções das rigidezes D_y e D_z da alma senoidal (Easley, 1975)

Tem-se então:

$$D_y = \begin{cases} 86030000 \text{ N.mm} & \text{para } t_w = 2,0 \text{ mm} \\ 145780000 \text{ N.mm} & \text{para } t_w = 3,0 \text{ mm} \end{cases} \quad (3.3)$$

$$D_z = \begin{cases} 122500 \text{ N.mm} & \text{para } t_w = 2,0 \text{ mm} \\ 407800 \text{ N.mm} & \text{para } t_w = 3,0 \text{ mm} \end{cases} \quad (3.4)$$

Com os valores de rigidez D_y e D_z , pode-se obter a tensão crítica elástica de flambagem por cisalhamento, em MPa:

$$\tau_{cr} = \frac{32,4}{t_w h^2} \sqrt{D_z D_y^3} \quad (3.5)$$

O índice de esbeltez reduzido e os parâmetros reduzidos de esbeltez correspondentes à plastificação e ao início do escoamento da alma por cisalhamento são iguais, conforme Plais (2005), respectivamente, a:

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{0,6 f_y}{\tau_{cr}}} \quad (3.6)$$

$$\lambda_{0,p} = 0,89 \quad (3.7)$$

$$\lambda_{0,r} = 1,12 \quad (3.8)$$

onde f_y é a resistência ao escoamento do aço.

Finalmente, a força cortante resistente nominal da alma senoidal do perfil pode ser obtida por:

$$\text{a) para } \lambda_0 \leq \lambda_{0,p}, \text{ o colapso se dá por plastificação e } V_{Rk} = V_{pl} \quad (3.9)$$

b) para $\lambda_{0,p} < \lambda_0 \leq \lambda_{0,r}$, o colapso se dá por flambagem em regime inelástico e

$$V_{Rk} = \frac{\lambda_{0,p}}{\lambda_0} V_{pl} \quad (3.10)$$

c) para $\lambda_0 > \lambda_{0,r}$, o colapso se dá em regime elástico e $V_{Rk} = \frac{1}{\lambda_0^2} V_{pl}$ (3.11)

onde V_{pl} é a força cortante correspondente à plastificação da alma, igual a:

$$V_{pl} = 0,60 f_y A_w \quad (3.12)$$

com A_w igual à área da seção transversal da alma senoidal, ou seja, o produto da sua altura pela espessura ($h t_w$).

3.2 Temperatura Elevada

3.2.1 Generalidades

Em situação de incêndio, as propriedades do material se deterioram com o aumento da temperatura. Para o aço, a resistência e o módulo de elasticidade podem ser expressos como frações de seus valores em temperatura ambiente, ou seja:

$$f_{y,\theta} = k_{y,\theta} f_y \quad (3.13)$$

$$E_\theta = k_{E,\theta} E \quad (3.14)$$

onde $k_{y,\theta}$ e $k_{E,\theta}$ correspondem aos fatores de redução da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade, respectivamente.

No presente trabalho, a exemplo de Vimonsatit *et al.* (2007a), propõe-se utilizar a mesma formulação da temperatura ambiente com fatores de redução da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade apropriados, como se verá no item seguinte.

3.2.2 Procedimento Analítico para Determinação da Força Cortante Resistente em Temperatura Elevada

O procedimento proposto implica em apenas substituir f_y por $k_{y,\theta} f_y$, e E por $k_{E,\theta} E$

Assim tem-se:

$$D_{y,\theta} = \frac{k_{E,\theta} E I_{wy}}{w} = k_{E,\theta} D_y \quad (3.15a)$$

$$D_{z,\theta} = \frac{k_{E,\theta} E t_w^3 w}{12 s} = k_{E,\theta} D_z \quad (3.16a)$$

Que é igual a:

$$D_{y,\theta} = \begin{cases} 86030000 k_{E,\theta} \text{ N.mm} & \text{para } t_w = 2,0 \text{ mm} \\ 145780000 k_{E,\theta} \text{ N.mm} & \text{para } t_w = 3,0 \text{ mm} \end{cases} \quad (3.15b)$$

$$D_{z,\theta} = \begin{cases} 122500 k_{E,\theta} \text{ N.mm} & \text{para } t_w = 2,0 \text{ mm} \\ 407800 k_{E,\theta} \text{ N.mm} & \text{para } t_w = 3,0 \text{ mm} \end{cases} \quad (3.16b)$$

Com os novos valores de rigidez $D_{y,\theta}$ e $D_{z,\theta}$, pode-se obter a tensão crítica elástica de flambagem por cisalhamento em temperatura elevada, em MPa:

$$\tau_{cr,\theta} = \frac{32,4}{t_w h^2} \sqrt[4]{D_{z,\theta} D_{y,\theta}^3} \quad (3.17)$$

Considerando as equações (3.15a) e (3.16a), vem:

$$\tau_{cr,\theta} = \frac{32,4 k_{E,\theta}}{t_w h^2} \sqrt[4]{D_z D_y^3} = k_{E,\theta} \tau_{cr}$$

(3.18)

com D_y e D_z dadas pelas equações (3.3) e (3.4), respectivamente.

O índice de esbeltez reduzido em temperatura elevada passa a ser:

$$\lambda_{0,\theta} = \sqrt{\frac{0,6 k_{y,\theta} f_y}{\tau_{cr,\theta}}} \quad (3.19)$$

onde f_y é a resistência ao escoamento do aço.

Logo, considerando a equação (3.6) tem-se:

$$\lambda_{0,\theta} = \lambda_0 \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad (3.20)$$

Os parâmetros de esbeltez correspondentes à plastificação e ao início do escoamento da alma por cisalhamento foram matidos e continuam a ser expressos pelas equações (3.7) e (3.8) respectivamente.

Finalmente, a força cortante resistente nominal da alma senoidal em temperatura elevada do perfil pode ser obtida por:

a) para $\lambda_{0,\theta} \leq \lambda_p$, o colapso se dá por plastificação e $V_{Rk,\theta} = V_{pl,\theta}$ (3.21)

b) para $\lambda_p < \lambda_{0,\theta} \leq \lambda_r$, o colapso se dá por flambagem em regime inelástico e

$$V_{Rk,\theta} = \frac{\lambda_p}{\lambda_{0,\theta}} V_{pl,\theta} \quad (3.22)$$

c) para $\lambda_{0,\theta} > \lambda_r$, o colapso se dá em regime elástico e $V_{Rk,\theta} = \frac{1}{\lambda_{0,\theta}^2} V_{pl,\theta}$ (3.23)

onde $V_{pl,\theta}$ é a força cortante correspondente à plastificação da alma em temperatura elevada, igual a:

$$V_{pl,\theta} = 0,60 k_{y,\theta} f_y A_w \quad (3.24)$$

4 ANÁLISE TÉRMICA DO PERFIL DE ALMA SENOIDAL EM TEMPERATURA ELEVADA

4.1 Generalidades

Três são os mecanismos básicos de transferência de calor: condução, convecção e radiação. Dentro de um sólido (elemento estrutural), o calor é transmitido por condução e é transferido a partir dele ou para ele por convecção e radiação, ver figura 4.1 (Caldas, 2008).

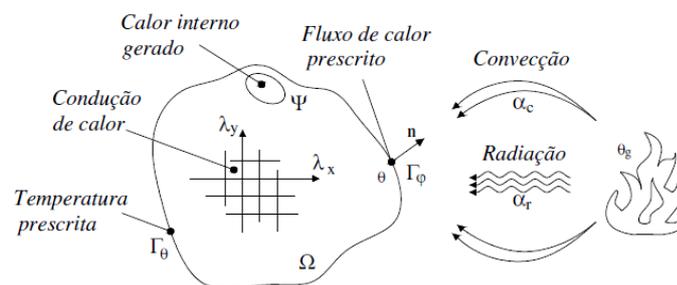


Figura 4.1: Condições de contorno em um problema de condução de calor em meio sólido (Caldas, 2008).

A condução de calor em meios sólidos e em três dimensões é governada pela equação diferencial:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_x \frac{\partial \theta}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_y \frac{\partial \theta}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda_z \frac{\partial \theta}{\partial z}\right) + \dot{\psi} = \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (4.1)$$

onde $\dot{\psi}$ é a taxa de calor interno gerado, λ_x , λ_y e λ_z são as condutividades térmicas nas direções x , y e z respectivamente, c é o calor específico, ρ é a densidade do material, t é o tempo e $\theta(x,y,z,t)$ é o campo de temperaturas.

4.1.1 Modelo Analítico

Para se calcular a elevação da temperatura $\Delta\theta_{a,t}$, em graus Celsius, na seção transversal de um elemento estrutural de aço sem proteção térmica, situado no interior de um compartimento incendiado, em um intervalo de tempo Δt , a ABNT NBR 14323:1999 apresenta um processo incremental simples. Por esse processo, é usada a seguinte expressão:

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{(u/A)}{c_a \rho_a} \varphi \Delta t \quad (4.2)$$

onde u/A é o fator de massividade do elemento estrutural de aço, em m^{-1} , u é o perímetro exposto ao incêndio do elemento estrutural de aço, em metros, A é a área da seção transversal do elemento estrutural, em m^2 , ρ_a é a massa específica do aço, em kg/m^3 , c_a é o calor específico do aço, em $J/kg^\circ C$, φ é o valor do fluxo de calor por unidade de área, em W/m^2 e Δt é o intervalo de tempo, em segundos.

O valor de φ , em W/m^2 , é dado por:

$$\varphi = \varphi_c + \varphi_r \quad (4.3)$$

com

$$\varphi_c = \alpha_c (\theta_g - \theta_a) \quad (4.4)$$

e

$$\varphi_r = 5,67 \times 10^{-8} \varepsilon_{res} [(\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4] \quad (4.5)$$

onde φ_c é o componente do fluxo de calor devido à convecção, em W/m^2 , φ_r é o componente do fluxo de calor devido à radiação, em W/m^2 , α_c é o coeficiente de transferência de calor por convecção, podendo ser tomado para efeitos práticos igual a $25 W/m^2 \text{ } ^\circ C$, θ_g é a temperatura dos gases, em graus Celsius, θ_a é a temperatura na superfície do aço, em graus Celsius e ε_{res} é a emissividade resultante, podendo ser tomada para efeitos práticos igual a 0,5.

O valor de Δt não pode ser tomado maior que $25000 (u/A)^{-1}$. No entanto, recomenda-se não tomar Δt superior a 5 segundos.

O valor do fator de massividade u/A não pode ser tomado menor que $10m^{-1}$.

Para um elemento estrutural situado no interior do edifício, envolvido por um material de proteção contra incêndio, a elevação de temperatura $\Delta\theta_{a,t}$ em graus Celsius, durante um intervalo de tempo Δt , pode ser determinada por:

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_m \left(\frac{u_m}{A} \right) (\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{t_m \rho_m c_a \left(1 + \frac{\zeta}{4} \right)} \Delta t - \frac{\Delta\theta_{g,t}}{\frac{4}{\zeta} + 1}, \text{ com } \Delta\theta_{a,t} \geq 0 \quad (4.6)$$

com

$$\zeta = \frac{c_m \rho_m}{c_a \rho_a} t_m \left(\frac{u_m}{A} \right) \quad (4.7)$$

onde u_m/A é o fator de massividade para elementos estruturais envolvidos por material de proteção contra incêndio, em m^{-1} , u_m é o perímetro efetivo do material de proteção contra incêndio, definido na ABNT NBR 14323:1999, em metros, A é a área da seção transversal do elemento estrutural, em m^2 , c_a é o calor específico do aço, $J/kg^\circ C$, c_m é o calor específico do material de proteção incêndio, $J/kg^\circ C$, t_m é a espessura do material de proteção contra incêndio, em metros, $\theta_{a,t}$ é a temperatura do aço no tempo t , em graus Celsius, $\theta_{g,t}$ é a temperatura dos gases no tempo t , em graus Celsius, λ_m é a condutividade térmica do material de proteção contra incêndio, em $W/m^\circ C$, ρ_a é a massa específica do aço, em kg/m^3 , ρ_m é a massa específica do material de proteção contra incêndio, em kg/m^3 e Δt é o intervalo de tempo em segundos.

O valor de Δt não pode ser tomado maior que $25000 (u_m/A)^{-1}$. No entanto, recomenda-se não tomar Δt superior a 30 segundos.

4.1.2 Modelo Numérico

A condução de calor em meios sólidos e em três dimensões é governada pela equação (4.1). Reescrevendo essa equação, considerando a condutividade térmica igual nas direções x , y e z , em um domínio Ω , tem-se:

$$\nabla^T \lambda \nabla \theta + \dot{\psi} = \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (4.8)$$

Aplicando-se à expressão e às condições de contorno o método dos resíduos ponderados, utilizando-se elementos finitos Ω^e para discretizar o domínio Ω , o teorema de Green e o método de Galerkin, obtém-se o seguinte sistema de equações diferenciais (Vila Real⁵, 1988 apud Caldas, 2008):

$$\mathbf{K}\boldsymbol{\theta} + \mathbf{C}\dot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{F} \quad (4.9)$$

onde

$$K_{\ell m} = K_{\ell m,1} + K_{\ell m,2} = \sum_{e=1}^{E_T} \int_{\Omega^e} \nabla N_{\ell} \lambda \nabla N_m d\Omega^e + \sum_{e=1}^H \int_{\Gamma_{\theta_{cr}}^e} \alpha_{cr} \theta_g N_{\ell} N_m d\Gamma_{\theta_{cr}}^e \quad (4.10)$$

$$C_{\ell m} = \sum_{e=1}^{E_T} \int_{\Omega^e} \rho c N_{\ell} N_m d\Omega^e \quad (4.11)$$

$$F_{\ell} = \sum_{e=1}^{E_T} \int_{\Omega^e} N_{\ell} \dot{\psi} d\Omega^e - \sum_{e=1}^Q \int_{\Gamma_{\varphi_p}^e} N_{\ell} \varphi_p d\Gamma_{\varphi_p}^e + \sum_{e=1}^H \int_{\Gamma_{\theta_{cr}}^e} N_{\ell} \alpha_{cr} \theta_g d\Gamma_{\theta_{cr}}^e \quad (4.12)$$

onde \mathbf{K} é a matriz de condutividade térmica, \mathbf{C} é a matriz de calor específico e \mathbf{F} é a matriz de fluxos de calor, sendo E_T o número total de elementos que discretizam o domínio analisado, Q o número de elementos com contorno do tipo Γ_{φ_p} (fluxo de calor prescrito), H o número de elementos com contorno do tipo $\Gamma_{\theta_{cr}}$ (transmissão de calor por convecção e radiação) e N_{ℓ} e N_m são as funções de forma habituais.

⁵ Vila Real, P.J.M.M.F. (1988). *Modelação por Elementos Finitos do Comportamento Térmico e Termo-Elastico de Sólidos Sujeitos a Elevados Gradientes Térmicos*. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 1988.

A expressão (4.9) resulta apenas da discretização do domínio, representando um sistema de equações que pode ser resolvido por métodos numéricos. A solução requer também a discretização no tempo. Ainda segundo Caldas (2008), para essa discretização, pode-se utilizar uma aplicação do método das diferenças finitas, que considera: a expressão (4.9) é satisfeita apenas em pontos discretos $t_{n+\delta}$ de cada intervalo de tempo Δt em que o tempo foi discretizado, sendo $0 \leq \delta \leq 1$; as temperaturas variam linearmente ao longo do intervalo de tempo Δt , desde o instante t_n até $t_{n+1} = t_n + \Delta t$.

No instante $t_{n+\delta} = t_n + \delta\Delta t$,

$$\boldsymbol{\theta}_{n+\delta} = \boldsymbol{\theta}_n + \frac{\delta\Delta t(\boldsymbol{\theta}_{n+1} - \boldsymbol{\theta}_n)}{\Delta t} \text{ com } 0 \leq \delta \leq 1. \quad (4.13)$$

Segundo a hipótese de que as temperaturas variam linearmente ao longo do intervalo de tempo Δt ,

$$\frac{\partial \boldsymbol{\theta}_{n+\delta}}{\partial t} = \frac{\boldsymbol{\theta}_{n+1} - \boldsymbol{\theta}_n}{\Delta t}. \quad (4.14)$$

Substituindo as expressões de $\boldsymbol{\theta}_{n+\delta}$ e de $\frac{\partial \boldsymbol{\theta}_{n+\delta}}{\partial t}$ na equação (4.9), chega-se à fórmula de recorrência,

$$\hat{\mathbf{K}}_{n+\delta} \boldsymbol{\theta}_{n+\delta} = \hat{\mathbf{F}}_{n+\delta}, \text{ para } 0 \leq \delta \leq 1, \quad (4.15)$$

onde

$$\hat{\mathbf{K}}_{n+\delta} = \mathbf{K}_{n+\delta} + \frac{1}{\delta\Delta t} \mathbf{C}_{n+\delta} \quad (4.16)$$

e

$$\hat{\mathbf{F}}_{n+\delta} = \mathbf{F}_{n+\delta} + \frac{1}{\delta\Delta t} \mathbf{C}_{n+\delta} \boldsymbol{\theta}_n. \quad (4.17)$$

Resolvido o sistema de equações para $\boldsymbol{\theta}_{n+\delta}$ no instante $t_{n+\delta}$, o valor de $\boldsymbol{\theta}$ no final do intervalo Δt , ou seja, no instante t_{n+1} é dado por:

$$\boldsymbol{\theta}_{n+1} = \frac{1}{\delta} \boldsymbol{\theta}_{n+\delta} + \left(1 - \frac{1}{\delta}\right) \boldsymbol{\theta}_n, \quad (4.18)$$

sendo essas as condições iniciais quando se avança para o intervalo de tempo seguinte. Fazendo-se variar o parâmetro δ , obtêm-se vários esquemas de integração no tempo, sendo os mais usuais $\delta = 1/2$, $\delta = 2/3$ e $\delta = 1$, correspondentes aos esquemas implícitos de Crank-Nicolson, Galerkin e Euler Backward respectivamente (ver Ribeiro, 2004). Para $\delta = 0$, tem-se o esquema explícito de Euler (ver Caldas 2008).

Em problemas não-lineares, em que as propriedades térmicas do material dependem da temperatura, a equação (4.9) pode ser escrita na forma:

$$\mathbf{K}(\theta, t)\boldsymbol{\theta}(t) + \mathbf{C}(\theta, t)\dot{\boldsymbol{\theta}}(t) = \mathbf{F}(\theta, t) \quad (4.19)$$

4.2 Seleção dos Perfis

No cálculo da força cortante resistente nominal de vigas de alma senoidal à temperatura ambiente, apresentado no item 3.2, as mesas não são consideradas. Por isso, apenas a geometria da alma orientou a escolha dos perfis a serem analisados. Sendo assim, foram escolhidos os dois limites de altura, 400 mm e 1200 mm, e um valor intermediário de 800 mm e a espessura mínima de 2 mm. Apesar de a relação de a/h (relação entre o comprimento e a altura do painel da alma) não aparecer na formulação, os perfis foram analisados com essa relação igual a 1, 2 e 3. A proposta dessa variação é verificar se realmente a relação a/h não influencia os resultados.

A largura das mesas foi determinada obedecendo à relação de $h/4$, resultando em mesas de 100 mm, 200 mm e 300 mm de largura para os valores de altura da alma iguais a 400 mm, 800 mm e 1200 mm, respectivamente. Como a princípio as mesas não influenciam a capacidade resistente do perfil à força cortante, a única preocupação na hora de se determinar as suas dimensões foi evitar que a força cortante aplicada na extremidade do perfil não provocasse o colapso da mesa devido à flambagem local. Assim, seguindo a ABNT NBR 8800:2008, tanto para vigas de alma não-esbelta quanto para vigas de alma esbelta, deve-se ter a relação $\lambda \leq \lambda_p$, com:

$$\lambda = \frac{b_f}{2t_f} \quad (4.20)$$

$$\lambda_p = 0,38 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (4.21)$$

onde b_f e t_f são a largura total e a espessura, respectivamente, da mesa comprimida.

Portanto, para b_f igual a 100 mm, 200 mm e 300 mm as espessuras mínimas das mesas seriam de 5,5 mm; 11,01 mm, e 16,51 mm respectivamente. As espessuras comerciais compatíveis são de 8 mm, 12,5 mm e 19 mm.

Diante desses fatores, os perfis escolhidos foram (PSS $h \times b_f \times t_f \times t_w$):

PSS 400 x 100 x 8 x 2;

PSS 800 x 200 x 12,5 x 2;

PSS 1200 x 300 x 19 x 2.

Os perfis citados acima serão referidos nesta dissertação apenas por PSS400, PSS800 e PSS1200 respectivamente.

4.3 Análise Térmica

A análise térmica foi realizada com o programa computacional ABAQUS, que efetua o cálculo pelo Método dos Elementos Finitos. As partes do perfil foram representadas por elementos sólidos tetraédricos lineares de quatro nós, DC3D4, com as propriedades térmicas do aço variando conforme a temperatura, item 1.3.3. O fluxo de calor devido à radiação e à convecção foram obtidos a partir da curva de incêndio padrão, considerando uma temperatura inicial de 20°C. O coeficiente de transferência de calor por convecção e a emissividade resultante foram os adotados de acordo com a ABNT NBR 14323:1999, vistos no item 4.1.1.

Na análise realizada verificou-se que a temperatura da alma é praticamente homogênea por toda a sua altura, havendo apenas uma pequena variação próxima às mesas (ver

figura 5.1, na qual é mostrado o perfil PSS400). Foi possível, dessa forma, a análise da alma como se ela estivesse submetida a condições isotérmicas. Outra observação é que a partir de 45min as temperaturas das mesas e da alma começam a convergir, ou seja, não há uma variação grande de temperatura em todo o perfil.

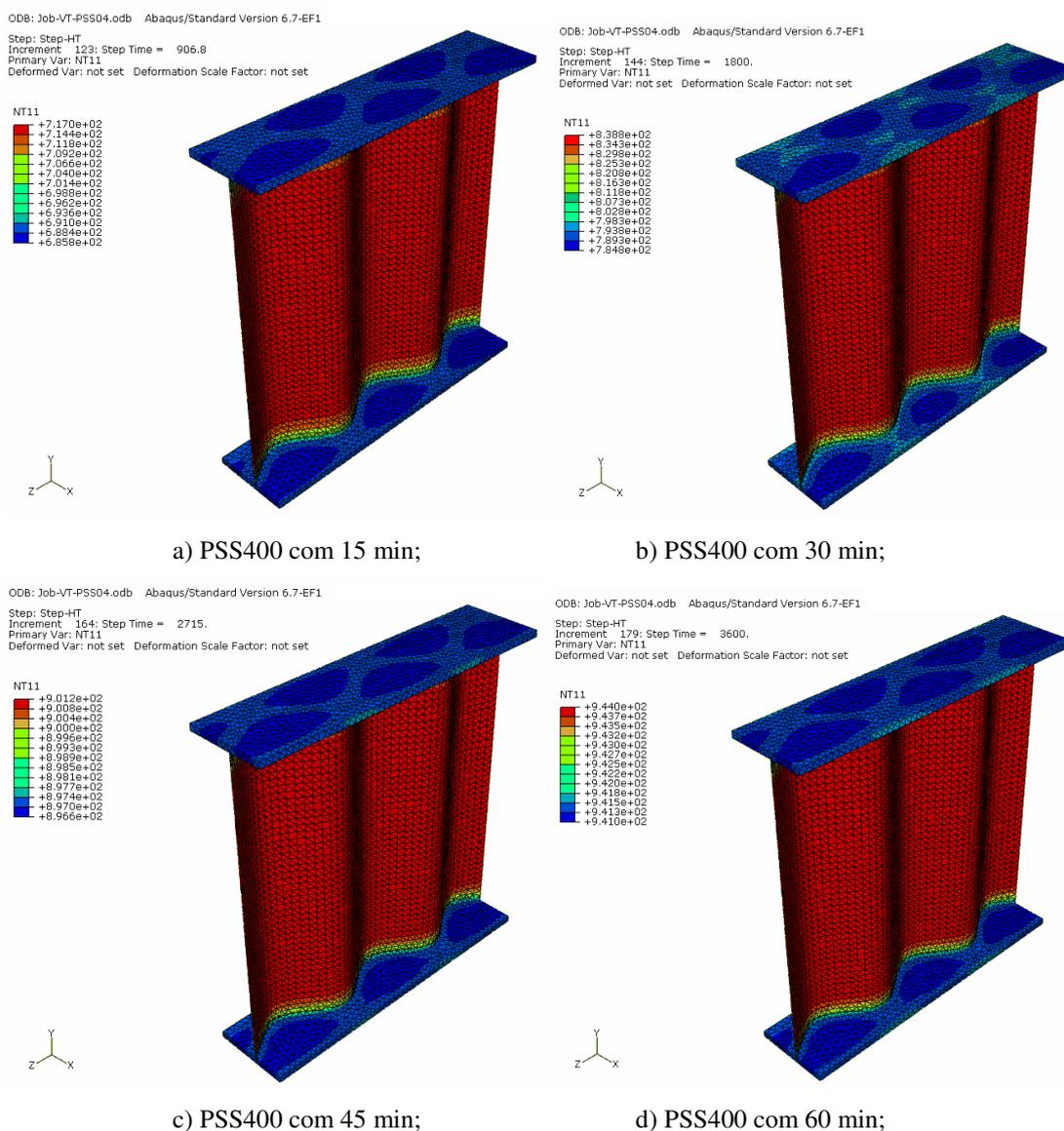


Figura 4.2: PSS400 analisado a 15, 30, 45 e 60 min no ABAQUS.

Efetuu-se também a análise térmica pelo processo normativo, com o cálculo do fator de massividade de cada perfil e de suas partes (alma e mesas) separadamente para se estabelecer a diferença de temperatura entre elas. Considerando o fator de massividade da alma, na faixa de um metro, como a relação entre superfície e volume, tem-se:

$$\frac{S}{V} = \frac{2\left(\frac{s1000}{w}\right)h}{\left(\frac{s1000}{w}\right)ht_w} = \frac{2}{t_w} \quad (4.22)$$

Como no Brasil os perfis de alma senoidal são fabricados apenas com duas espessuras de alma, haverá apenas dois fatores de massividade, um para a alma de 2 mm, e outro para a de 3 mm, independente da altura do perfil. A tabela 4.1 apresenta a relação tempo e temperatura para as almas de perfis senoidais de acordo com a ABNT NBR 14323:1999.

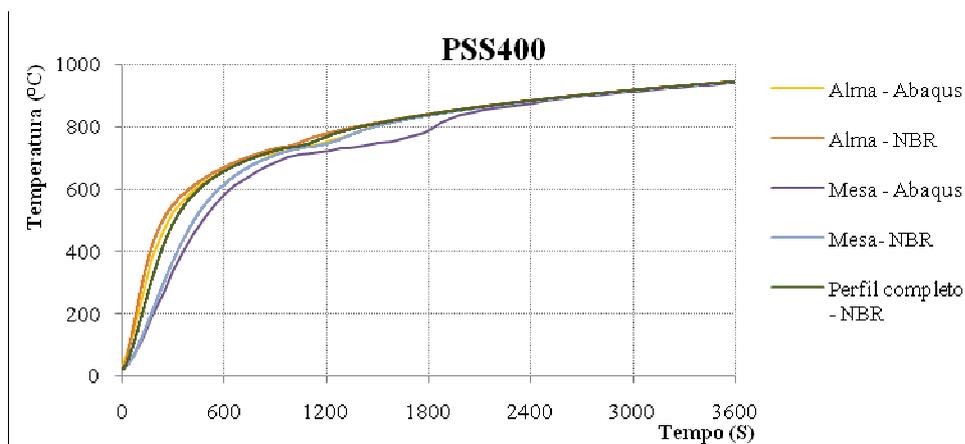
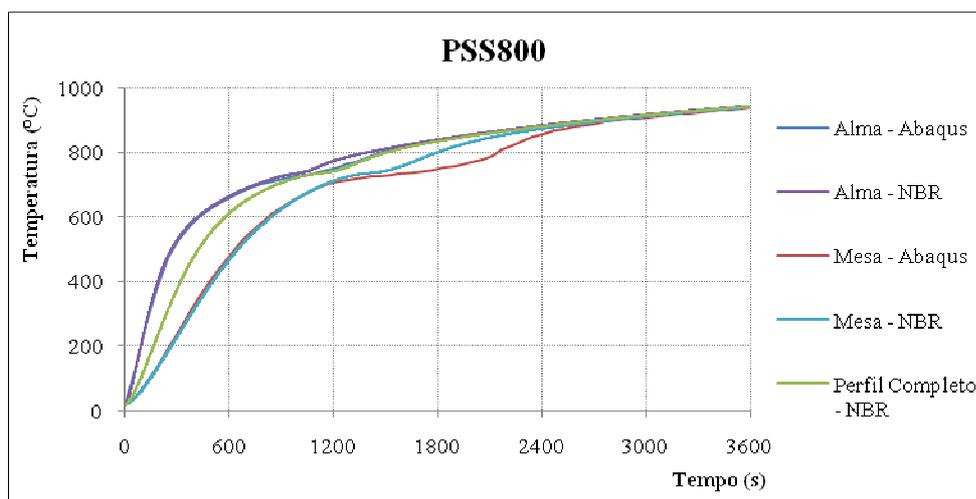
Tabela 4.1: Relação tempo e temperatura para alma de perfil senoidal

Espessura da alma:	2 mm	3 mm
Fator de massividade:	1000 m⁻¹	666,67 m⁻¹
Tempo (s)	θ_a (°C)	θ_a (°C)
0	20,00	20,00
300	575,89	546,91
600	679,74	672,47
900	733,70	729,86
1200	783,29	773,90
1500	817,10	815,27
1800	844,26	842,97
2100	867,10	866,11
2400	886,88	886,07
2700	904,26	903,64
3000	920,27	919,32
3300	930,23	933,50
3600	944,78	946,45

Comparando os resultados obtidos numericamente com os obtidos analiticamente, verificou-se que a diferença de temperatura entre as mesas e a alma é tanto maior quanto maior for a diferença do fator de massividade entre elas (tabela 4.2 e figuras 4.3, 4.4 e 4.5).

Tabela 4.2: Fator de massividade

Perfil	Fator de massividade		
	Perfil	Mesa	Alma
PSS 400	513,33	270,00	1000
PSS 800	370,61	169,20	1000
PSS 1200	266,09	111,58	1000

Figura 4.3: Relação Temperatura *versus* Tempo para o perfil PSS400Figura 4.3: Relação Temperatura *versus* Tempo para o perfil PSS800

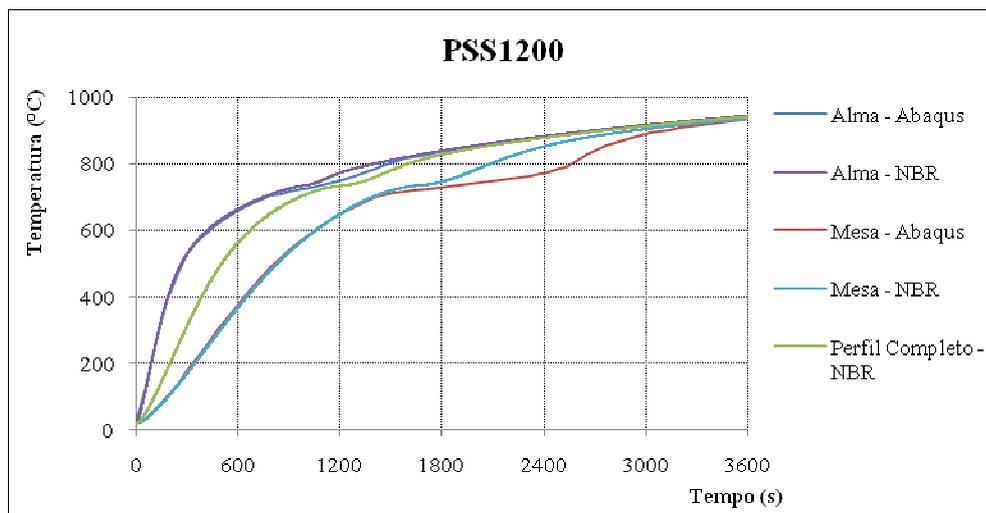


Figura 4.4: Relação Temperatura *versus* Tempo para o perfil PSS1200

Pela análise térmica nota-se que, principalmente para a alma, os resultados obtidos numericamente e analiticamente são muito próximos. Também pode-se concluir que o processo analítico, considerando o fator de massividade do perfil completo, conduz a resultados contrários à segurança para a alma e a favor da segurança para as mesas. Isso até o intervalo de 45 min (2700 s), após esse intervalo o perfil passa a apresentar o mesmo comportamento tanto para as mesas quanto para a alma.

De modo simplificado, para se evitar a necessidade de uma análise numérica mais sofisticada, recomenda-se usar o método analítico da ABNT NBR 14323:1999, porém considerando a alma separada das mesas. Para a alma, pode-se usar os valores apresentados na tabela 4.1 e para as mesas usar o método analítico considerando o fator de massividade das mesas isoladas.

5 VALIDAÇÃO DA MODELAGEM NUMÉRICA PARA ANÁLISE ESTRUTURAL DE PERFIS DE ALMA SENOIDAL EM TEMPERATURA ELEVADA

5.1 Generalidades

O programa computacional ABAQUS também foi utilizado neste trabalho para a análise estrutural não-linear geométrica e de material. A análise se baseia na aproximação das condições de equilíbrio de um corpo sob o ponto de vista Lagrangiano, ou seja, cada ponto material do corpo é analisado, sendo uma função do tempo e de suas coordenadas, e as equações de equilíbrio são obtidas a partir do princípio dos trabalhos virtuais (Castro e Silva, 2006).

Ainda segundo Castro e Silva (2006), o ABAQUS utiliza um processo incremental e iterativo para solucionar problemas não-lineares. Para isso, emprega o método *Riks* modificado, que permite obter estados de equilíbrio estático durante uma fase instável de resposta da estrutura, e é usado para o caso em que o carregamento é incremental. A consideração da não-linearidade do material é feita pela adoção de um diagrama tensão *versus* deformação que represente adequadamente o comportamento do aço na região plástica.

Na montagem da geometria do modelo, as partes foram construídas com elementos de casca, que são os mais adequados para a análise das estruturas em que uma dimensão (a espessura) é significativamente menor que as outras duas, e quando as tensões na direção da espessura são desprezíveis. Aos elementos foram atribuídas propriedades, tais como espessura e material. O modelo foi submetido a condições de contorno pré-definidas e a um carregamento inicial. Por fim, discretizou-se a malha a ser trabalhada.

A primeira fase da análise consiste da simulação dos modos de flambagem do perfil pelo método *buckle* (solução de um problema de autovalor e autovetor). Ao final dessa fase, foi determinado o modo de flambagem mais adequado e o seu autovalor. Na segunda fase, utilizou-se o método *Riks* modificado considerando os efeitos não lineares devido às grandes deformações e deslocamentos. Também nessa fase, adicionou-se ao modelo uma pequena imperfeição inicial na geometria com base no modo de flambagem determinado na fase anterior. Dessa forma, no final do processo foram consideradas as não-linearidades de material e de geometria e, como resultado, foi obtido a sua carga última definida pela flambagem ou falha do material.

5.2 Modelo Numérico para o Perfil de Alma Plana em Temperatura Elevada

Para a validação do modelo descrito acima, fez-se inicialmente uma análise em perfis de alma plana, para os quais já eram conhecidos os resultados analíticos e também os resultados de uma análise via MEF. Como visto no item 2.2, Vimonsatit *et al.* (2007a) analisaram alguns perfis de alma plana utilizando um método analítico clássico para o cálculo da força cortante resistente da alma em temperatura ambiente e também o MEF por meio do programa MSC⁶. Os autores utilizaram o MSC para modelar as mesas e alma com elementos de casca tridimensionais quadráticos de 8 nós, e as condições de contorno nas extremidades do painel simulavam a presença de enrijecedores. As

⁶ MSC. Marc user's guide, version 2001 (2001). MSC Software Corporation, Calif.

análises foram feitas em temperatura ambiente (20°C) e também a 400°C, 550°C e 700°C. Para análise em temperatura elevada, eles apresentaram uma formulação que consistia da teoria clássica apenas aplicando os fatores de redução apropriados ao material. A figura 5.1 apresenta as condições de contorno do modelo usado por Vimonsatit *et al.* (2007a), e a tabela 5.1 as principais propriedades de alguns dos perfis analisados por eles.

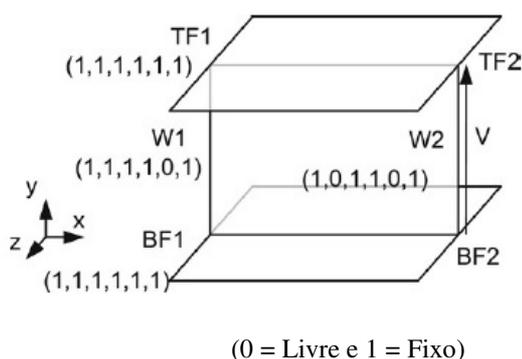


Figura 5.1: Condições de contorno utilizados por Vimonsatit *et al.* (2007a).

Tabela 5.1: Propriedades geométricas e do material das séries G1 a G4 (Vimonsatit *et al.*, 2007a)

Painel	Propriedades Geométricas							Propriedades do material a 20°C	
	t_w (mm)	a (mm)	h (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	h/t_w	a/h	Alma f_y (N/mm ²)	Mesa f_y (N/mm ²)
G1	0,965	304,8	304,8	76,2	5	312,9	1	224	289
G2	2	305	305	80	6	152,5	1	248	275
G3	1,22	305	305	80	6	250	1	248	275
G4	8	687	560	250	30	70	1,23	431,64	412,02

Utilizando o ABAQUS, com as características dos perfis e as condições de contorno usadas pelos autores, procurou-se repetir os mesmos resultados e, assim, aferir a modelagem adotada. Foram utilizados elementos de casca do tipo S8R, ou seja, quadriláteros estruturados de 8 nós, de dupla curvatura e integração reduzida, com tamanho médio de 10 mm. O comportamento do material foi considerado bilinear elasto-plástico, com uma deformação plástica de 0,1 para o aumento de tensão de 10 MPa, e as tensões residuais foram desprezadas. Foi realizada a primeira fase da análise e obtidos os modos de flambagem e os autovalores. Com base nesses dados, e introduzindo uma imperfeição inicial da ordem de um milésimo da altura da alma,

efetuou-se a segunda fase da análise que permitiu a visualização do modo de colapso dos perfis e a obtenção da sua capacidade resistente última (ver figura 5.2).

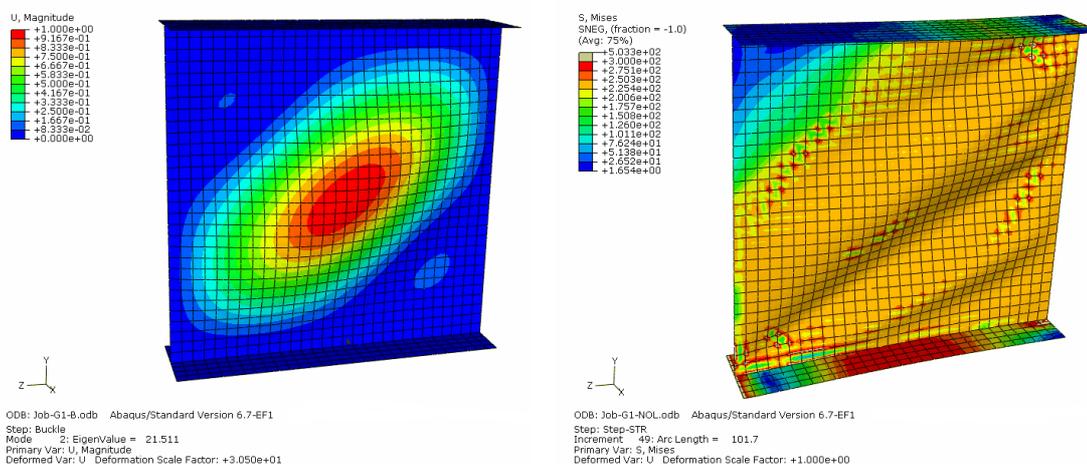


Figura 5.2: À esquerda, modo de flambagem e autovalor resultantes da primeira fase da análise, e à direita o perfil em colapso.

No cálculo analítico, Vimonsatit *et al.* (2007a) utilizam o processo clássico no qual é necessário determinar o ângulo de inclinação do campo de tração formado, campo este que permite que a alma adquira uma resistência adicional após a flambagem ter se iniciado. No entanto, no presente trabalho, usou-se uma formulação simplificada para a consideração do efeito do campo de tração, que dispensa a determinação do ângulo de inclinação. Por esse processo, apresentado no ANSI/AISC 360-05, a força cortante resistente nominal da alma, submetida ao cisalhamento, pode ser determinada considerando o efeito do campo de tração se a viga possuir enrijecedores transversais, exceto para:

- painéis das extremidades;
- painéis quando a relação a/h excede a 3,0 ou $[260/(h/t_w)]^2$;
- $2A_w / (A_{fc} + A_{ft}) > 2,5$; ou
- h/b_{fc} ou $h/b_{ft} > 6.0$

onde A_w , A_{fc} e A_{ft} são respectivamente as áreas da alma, da mesa comprimida e da mesa tracionada e b_{fc} e b_{ft} são respectivamente a largura da mesa comprimida e a largura da mesa tracionada.

Quando é permitida a consideração do campo de tração, a força cortante resistente nominal V_{Rk} , incluindo o efeito do campo de tração, é dada por:

- para $\lambda \leq \lambda_p$, ou seja, quando o colapso da alma se dá por escoamento:

$$V_{Rk} = V_{pl} = 0,60 f_y A_w \quad (5.1)$$

- para $\lambda > \lambda_p$, ou seja, quando o colapso da alma se dá por flambagem:

$$V_{Rk} = 0,60 f_y A_w \left(C_v + \frac{1 - C_v}{1,15 \sqrt{1 + (a/h)^2}} \right) \quad (5.2)$$

O índice de esbeltez λ e os parâmetros de esbeltez correspondentes à plastificação e ao início do escoamento da alma por cisalhamento são iguais, respectivamente, a:

$$\lambda = \frac{h}{t_w} \quad (5.3)$$

$$\lambda_p = 1,10 \sqrt{\frac{k E}{f_y}} \quad (5.4)$$

$$\lambda_r = 1,37 \sqrt{\frac{k E}{f_y}} \quad (5.5)$$

onde h é a altura da alma, t_w é a sua espessura, f_y é a resistência ao escoamento do aço, E é o módulo de elasticidade do aço igual a 200000 N/mm², e k é o coeficiente de flambagem, de valor igual a:

$$k = 5 + \frac{5}{(a/h)^2}. \quad (5.6)$$

Na Eq. (5.2), C_v é o coeficiente de cisalhamento da alma, determinado de acordo com a esbeltez da alma, conforme segue:

- se $\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r$, ou seja, quando a flambagem da alma ocorre em regime inelástico; tem-se:

$$C_v = \frac{\lambda_p}{\lambda} \quad (5.7)$$

- se $\lambda > \lambda_r$, ou seja, quando a flambagem da alma ocorre em regime elástico; tem-se:

$$C_v = \frac{\lambda_p \lambda_r}{\lambda^2} \quad (5.7)$$

Os resultados encontrados pelo processo numérico proposto neste trabalho e pelo processo analítico apresentado pelo ANSI/AISC 360-05 são apresentados e comparados com os obtidos por Vimonsatit *et al.* (2007a) na tabela 5.2. Os fatores de redução utilizados são os do EN 1993-1-2: 2005, apresentados anteriormente na tabela 1.2.

Tabela 5.2: Comparação dos resultados obtidos por Vimonsatit *et al.* (2007a) com os obtidos pelo método numérico e pelo método analítico utilizados neste trabalho

Painel	Temperatura	V_{Rk}^1			V_{Rk}^2			V_{Rk}^1/V_{Rk}^2	
		Analítico ¹	MEF ¹	$\frac{\text{Analítico}^1}{\text{MEF}^1}$	Analítico ²	MEF ²	$\frac{\text{Analítico}^2}{\text{MEF}^2}$	Analítico	MEF
G1	Ambiente	28,8	28,1	1,02	25,3	26,1	0,97	1,14	1,08
	400°	22,05	21,9	1,01	25,0	24,4	1,02	0,88	0,90
	550°	13,4	13	1,03	15,7	14,8	1,06	0,86	0,88
	700°	4,7	4,4	1,08	5,7	5,3	1,07	0,83	0,83
G2	Ambiente	77,5	78,2	0,99	74,1	72,1	1,02	1,05	1,08
	400°	58,3	56,6	1,03	68,6	68,6	1,00	0,85	0,83
	550°	35,7	35,2	1,02	43,2	43,2	1,00	0,83	0,81
	700°	12,4	12,4	1,00	15,2	15,0	1,01	0,81	0,83
G3	Ambiente	42,9	40,1	1,07	38,2	38,9	0,98	1,12	1,03
	400°	32,9	31,7	1,04	36,9	36,6	1,00	0,89	0,87
	550°	20,1	18,9	1,06	23,1	23,1	1,00	0,86	0,82
	700°	7,1	6,8	1,04	8,3	8,2	1,01	0,85	0,83
G4	Ambiente	1116,5	1190	0,94	1147,6	1093,7	1,05	0,97	1,09
	400°	859,7	858	1,00	1064,3	1038,2	1,02	0,81	0,83
	550°	523,1	562	0,93	670,5	654,5	1,02	0,78	0,86
	700°	186,5	187	1,00	227,4	230,1	0,99	0,82	0,81

¹Resultados encontrados por Vimonsatit *et al.* (2007a);

²Resultados encontrados neste trabalho.

Comparando os resultados da tabela 5.2, pode-se observar que o processo analítico do ANSI/AISC 360-05 e a simulação do ABAQUS apontam uma variação média de apenas 1%. Isso sugere que o modelo numérico é eficiente para a análise tanto em temperatura ambiente, quanto em temperaturas elevadas para alma plana. A diferença entre os resultados encontrados neste trabalho e aqueles apresentados por Vimonsatit *et al.* (2007a) pode ser atribuída à falta de dados mais detalhados sobre o material utilizado e aos fatores de redução utilizados para a análise em temperaturas elevadas.

5.3 Modelo Numérico para o Perfil de Alma Senoidal

Ainda com o objetivo de validar os resultados da modelagem com o ABAQUS para uma viga de alma senoidal, processou-se uma viga biapoiada com carga distribuída ao longo do vão. O perfil estudado foi o PSS 500x200x12,5x2, isto é, alma com 500 mm de altura e 2 mm de espessura, e mesas de 200 mm de largura por 12,5 mm de espessura, com o vão de 10 m (figura 5.3). A carga distribuída aplicada foi de $0,20 \text{ N/mm}^2$. O módulo de elasticidade utilizado foi de 200000 MPa e o coeficiente de Poisson de 0,3.

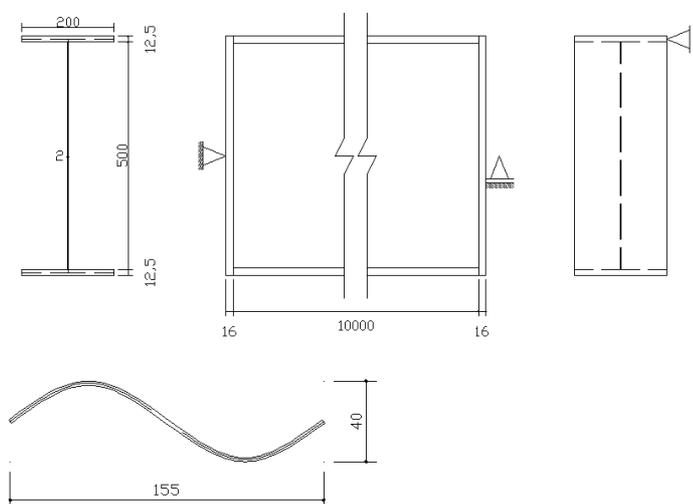


Figura 5.3: Perfil senoidal verificado no ABAQUS. Medidas em mm.

Nessa etapa, a análise do perfil senoidal se deu apenas em regime elástico. Portanto, as únicas propriedades do material relevantes foram o módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson. Na alma foram utilizados elementos de casca do tipo S4R, quatro nós com dupla curvatura e integração reduzida, com dimensão média de 10 mm. Para melhor se adaptar à geometria da alma, foram utilizadas, nas mesas, elementos de casca do tipo S3, elementos triangulares com três nós, também com dimensão média de 10 mm (ver figura 5.4). Uma grande vantagem da utilização do ABAQUS para a simulação de perfis de alma senoidal é que ele permite representar adequadamente a geometria da alma. Após a análise foram verificadas a flecha máxima, a tensão normal máxima e a tensão de cisalhamento.

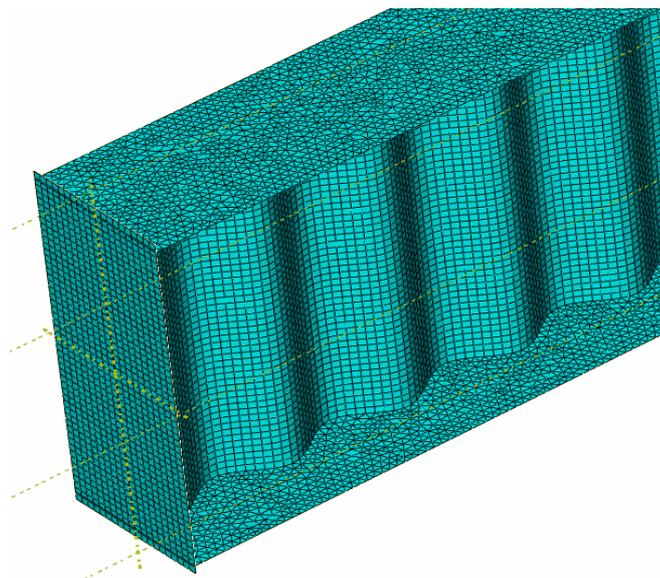


Figura 5.4: Malha adotada na modelagem numérica

O cálculo da flecha no meio do vão, considerando as deformações devido à flexão e ao cisalhamento, é apresentado por Timoshenko e Gere (1994) como:

$$v(L/2) = \frac{5qL^4}{384EI} + \frac{f_s qL^2}{8GA} \quad (5.9)$$

com o fator de forma f_s igual a A/A_w , levando a uma flecha máxima de 88,3 mm. No ABAQUS, a flecha máxima foi de 93,5 mm (ver figura 5.5), o que corresponde a uma diferença de apenas 6%.

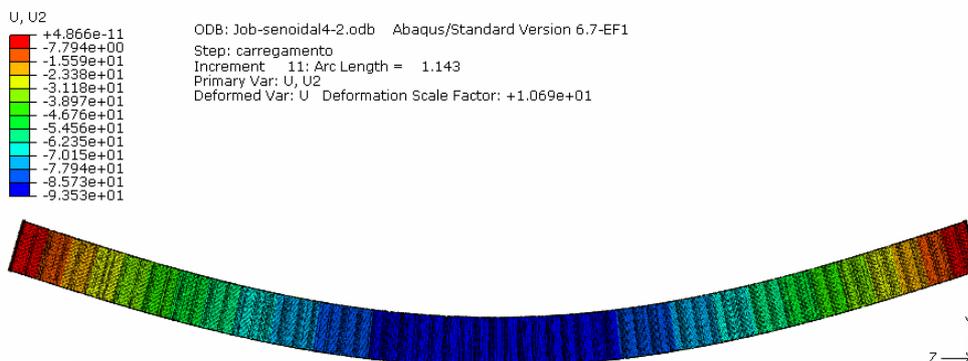


Figura 5.5: Deslocamento U2, ou seja, em relação ao eixo Y

Para verificar a tensão normal devida à flexão, adotou-se para o cálculo analítico a expressão clássica:

$$\sigma = \frac{My}{I} \quad (5.12)$$

Por essa expressão, a tensão normal encontrada foi de 411,24 N/mm². Comparando com o resultado obtido no ABAQUS (figura 5.6), de 425,1 N/mm², observou-se uma pequena diferença de 3%.

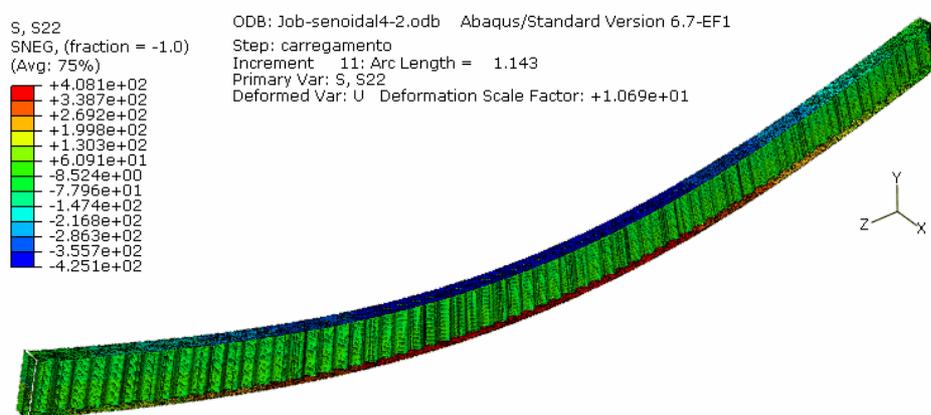


Figura 5.6: Tensão normal devido à flexão, S22

Para o cálculo da tensão de cisalhamento, foi empregada a expressão:

$$\tau = \frac{qL}{2} / A_w \quad (5.13)$$

Por essa expressão, foi encontrada a tensão máxima de 205,79 N/mm². Comparando com o resultado obtido no ABAQUS (figura 5.7), onde a maior parte da alma na região próxima ao apoio esta submetida a uma tensão em torno de 200 N/mm², foi encontrada uma diferença de cerca de 3%.

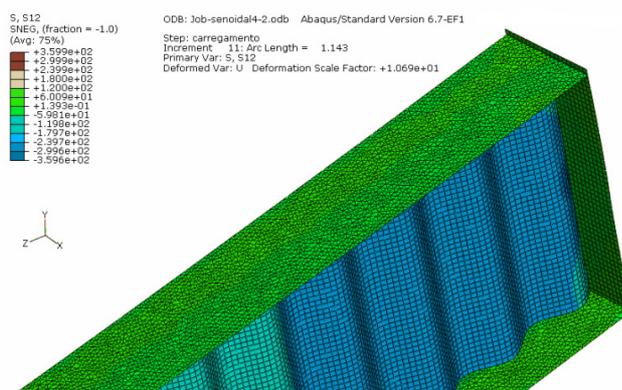


Figura 5.7: Tensão cisalhante, S12 próximo ao apoio

Como os resultados encontrados analiticamente se aproximam muito dos encontrados no ABAQUS, sendo a maior diferença de apenas 6%, pode-se concluir que a modelagem adotada é eficiente na simulação de perfis de alma senoidal.

5.4 Conclusões

Como pode-se observar pelos resultados apresentados no item 5.2, a modelagem numérica proposta mostrou-se eficaz para a análise dos perfis de alma plana em temperatura ambiente e em temperatura elevada, sendo a diferença encontrada entre o cálculo analítico e o numérico de apenas 1%. O modelo numérico para o perfil de alma senoidal em temperatura ambiente, item 5.3, quando comparado com o modelo analítico, também se mostrou eficiente, com uma diferença máxima de 6%. Portanto, considera-se que os dois modelos numéricos desenvolvidos são adequados. Dessa forma, no próximo capítulo, é desenvolvida, com base nos modelos validados, a modelagem numérica proposta para a análise de perfis de alma senoidal sob temperaturas elevadas. Essa modelagem leva em conta as não-linearidades geométricas e de material, além de representar adequadamente a corrugação senoidal da alma.

6 ANÁLISE ESTRUTURAL DO PERFIL DE ALMA SENOIDAL EM TEMPERATURA ELEVADA

6.1 Generalidades

A análise utilizando o Método dos Elementos Finitos foi realizada nos perfis escolhidos no item 4.2: PSS 400 x 100 x 8 x 2, PSS 800 x 200 x 12,5 x 2, PSS 1200 x 300 x 19 x 2. Como foi visto no item 4.2, também se optou por analisar os perfis com a relação a/h igual a 1, 2 e 3.

A exemplo de Vimonsatit *et al.* (2007a e 2007b), a análise dos perfis foi realizada em condições isotérmicas de temperatura, uma vez que, como se viu no item 4.3, a temperatura da alma é praticamente constante ao longo de sua altura. Foram utilizadas as mesmas temperaturas sugeridas pelos autores, assim sendo, a análise foi feita em temperatura ambiente (20 °C), e a 400 °C, 550 °C e 700 °C. Até 400 °C o aço se comporta de maneira similar à temperatura ambiente, e a 700 °C começa a sofrer substancial degradação das suas propriedades, como pode-se observar na figura 1.8. O valor de 550 °C foi escolhido por representar um valor intermediário a esses dois limites.

As condições de contorno foram as mesmas utilizadas pelos autores (figura 5.1). O carregamento foi aplicado uniformemente distribuído ao longo da extremidade da alma, perpendicular às mesas. Na análise em temperatura ambiente, assim como em Vimonsatit *et al.* (2007a), a força cortante foi aplicada até o painel não suportar mais aumento de carregamento. Para as temperaturas elevadas, simulou-se o aquecimento dos perfis, por meio da degeneração das propriedades dos materiais, e aplicou-se o carregamento.

O procedimento adotado no ABAQUS foi o mesmo descrito no item 5.1. As propriedades do material, resistência e módulo de elasticidade, foram inseridas de modo a representar adequadamente o seu comportamento, incluindo as não-linearidades. Ou seja, ele obedeceu à curva tensão *versus* deformação apresentada pelo EN 1993-1-2: 2005 (ver figura 1.7).

Assim como no modelo senoidal testado para a validação do processo no ABAQUS, na alma foram utilizados elementos de casca do tipo S4R, com dimensão média de 10 mm. Nas mesas utilizou-se elementos de casca do tipo S3, também com dimensão média de 10 mm.

6.2 Resultados

O colapso do painel foi definido como o incremento a partir do qual ele não suportava mais aumento do carregamento aplicado. O fator de proporcionalidade da carga (FPC) encontrado nesse incremento multiplicado pelo carregamento e pela altura do painel (o carregamento foi aplicado distribuído ao longo da altura do painel) representa, assim, a carga última suportada pelo painel, ou seja, sua força cortante resistente nominal.

Na figura 6.1 tem-se o modo de flambagem para o perfil PSS400, com a relação a/h igual a 1, 2 e 3. O modo de flambagem para as temperaturas de 400 °C, 550 °C e 700 °C são similares aos modos em temperatura ambiente, mudando apenas o autovalor encontrado, o qual sofre decréscimo com o aumento da temperatura.

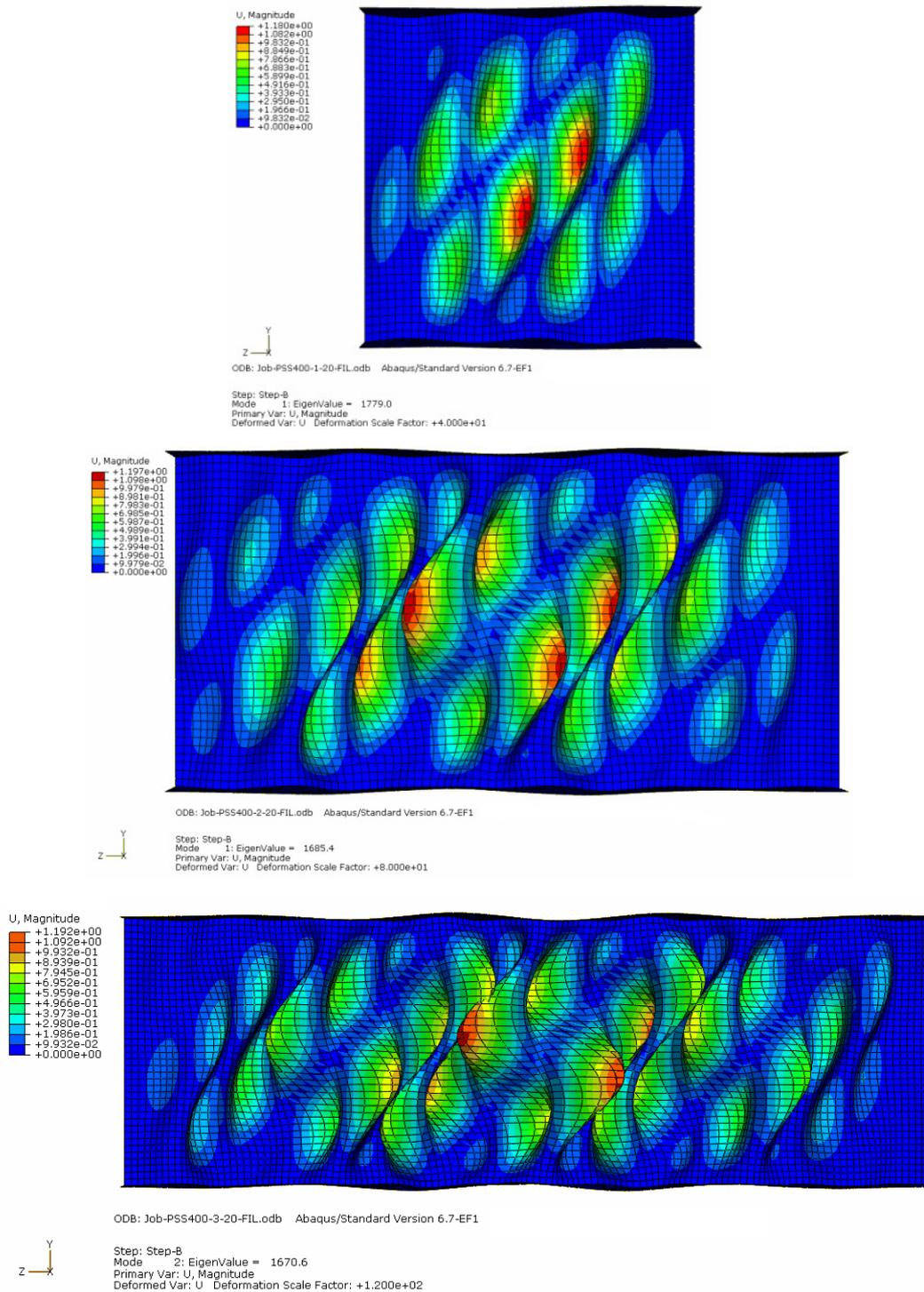


Figura 6.1: Modo de flambagem e autovalor do perfil PSS400 em temperatura ambiente, com $a/h=1, 2$ e 3

As figuras 6.2 a 6.13 apresentam imagens do perfil PSS400, no incremento em que ocorreu o colapso e a deformada ao final de 100 incrementos, nas temperaturas $20\text{ }^{\circ}\text{C}$, $400\text{ }^{\circ}\text{C}$, $550\text{ }^{\circ}\text{C}$ e $700\text{ }^{\circ}\text{C}$, e com a/h igual a $1, 2$ e 3 respectivamente.

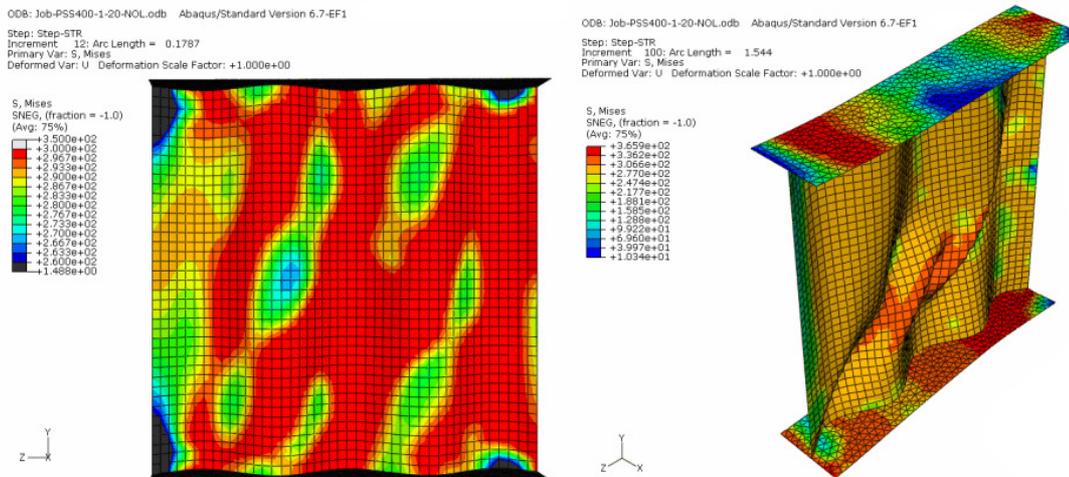


Figura 6.2: Perfil PSS400, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de 20 °C

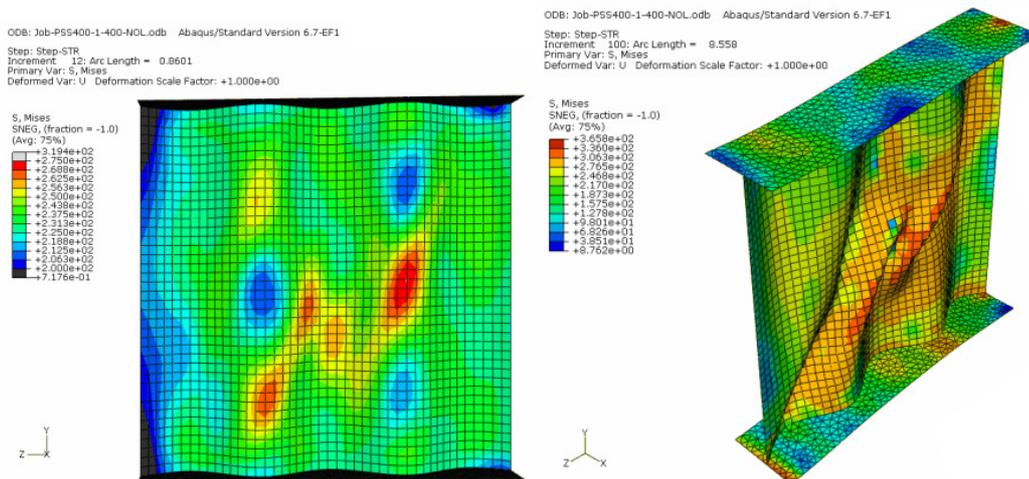


Figura 6.3: Perfil PSS400, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de 400 °C

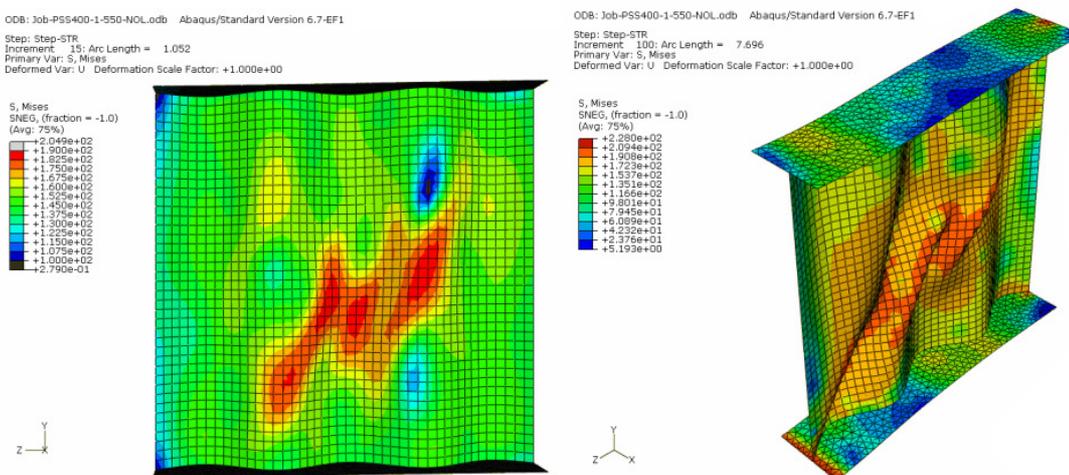


Figura 6.4: Perfil PSS400, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de 550 °C

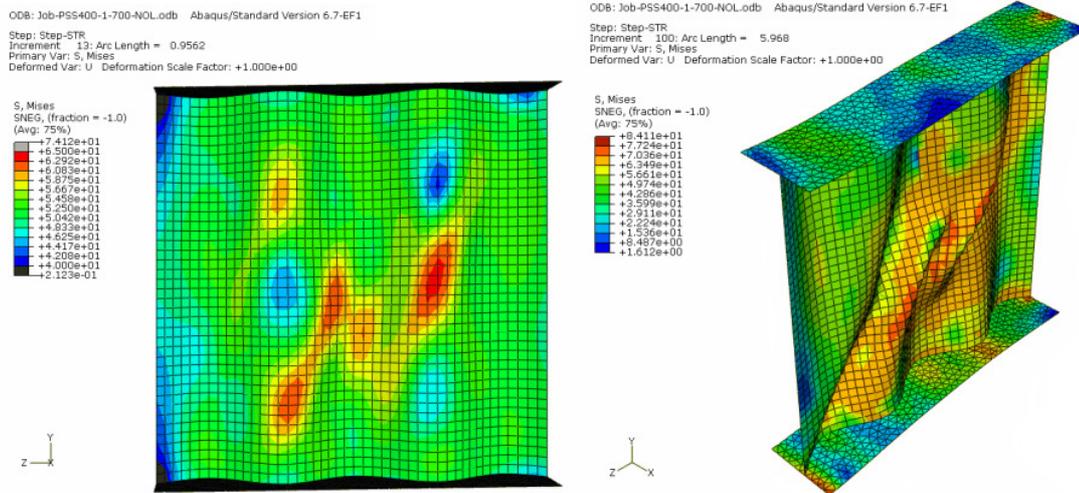


Figura 6.5: Perfil PSS400, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de 700 °C

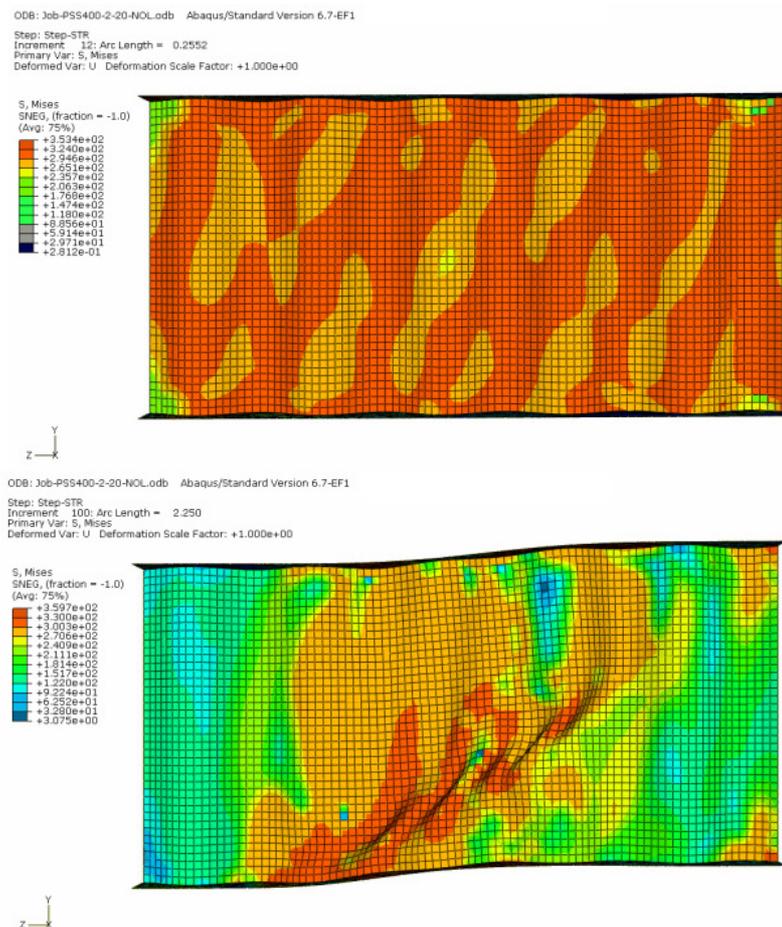


Figura 6.6: Perfil PSS400, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 20 °C

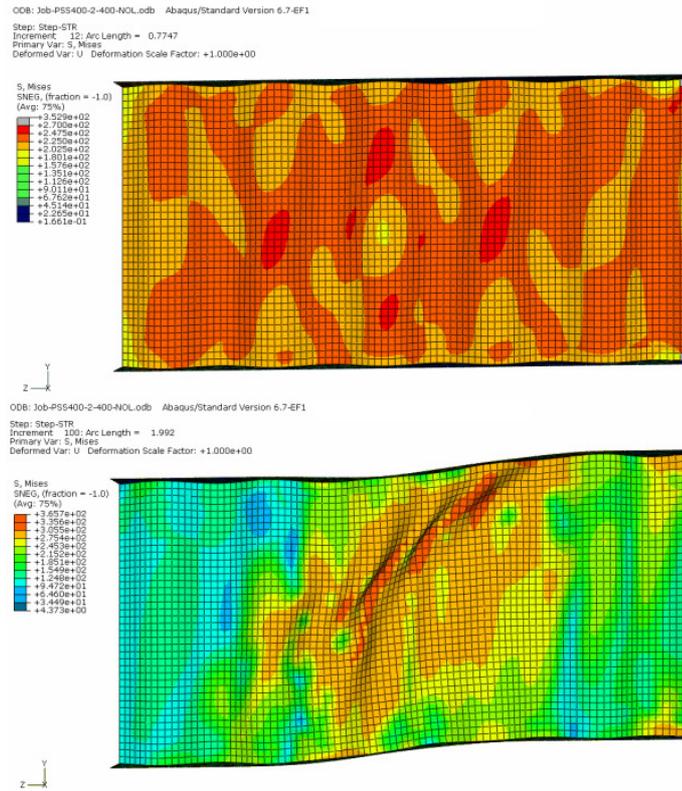


Figura 6.7: Perfil PSS400, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 400 °C

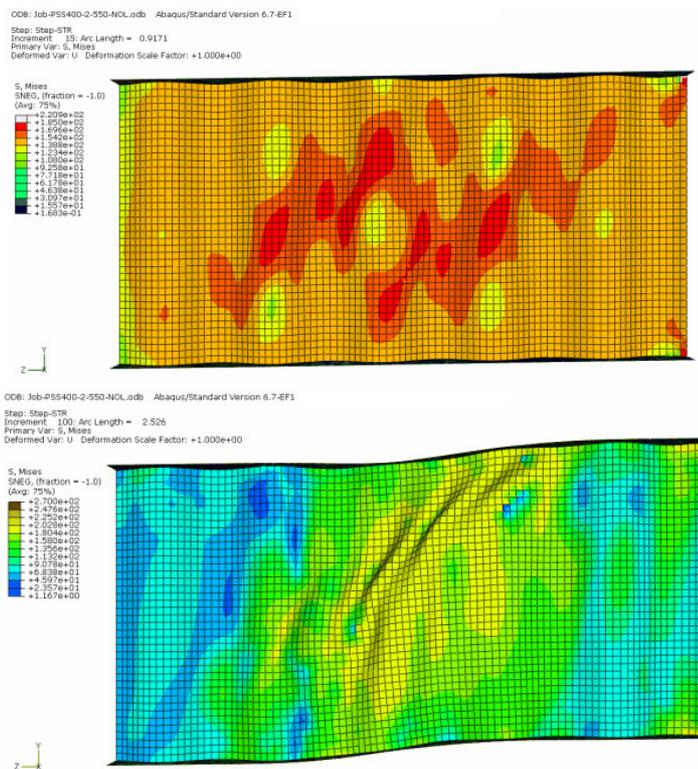


Figura 6.8: Perfil PSS400, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 550 °C

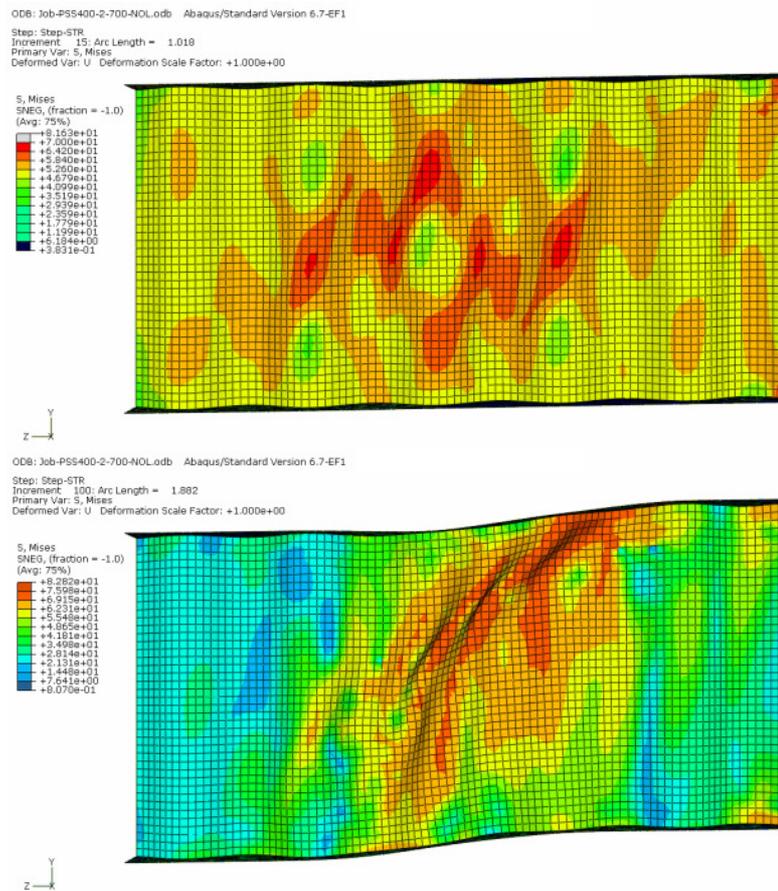


Figura 6.9: Perfil PSS400, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 700 °C

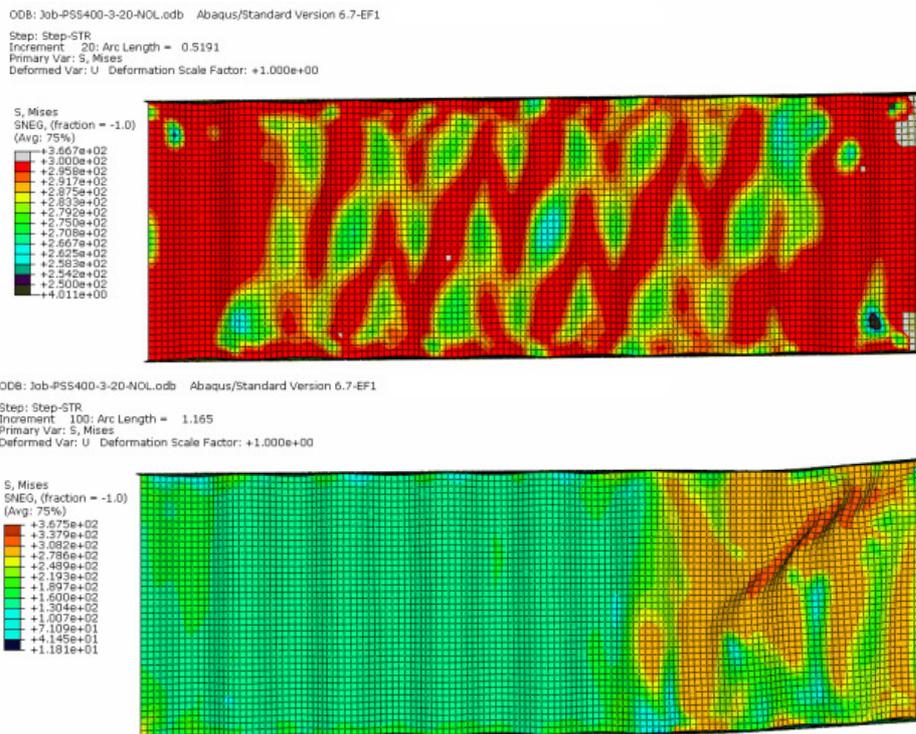


Figura 6.10: Perfil PSS400, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 20 °C

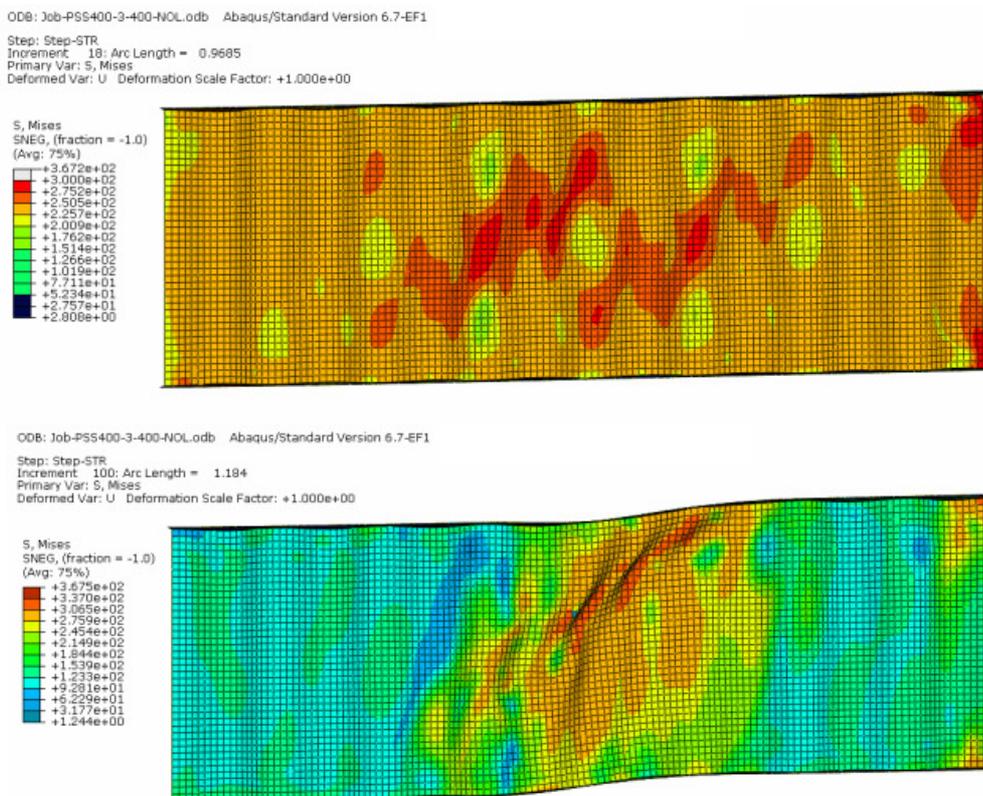


Figura 6.11: Perfil PSS400, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 400 °C

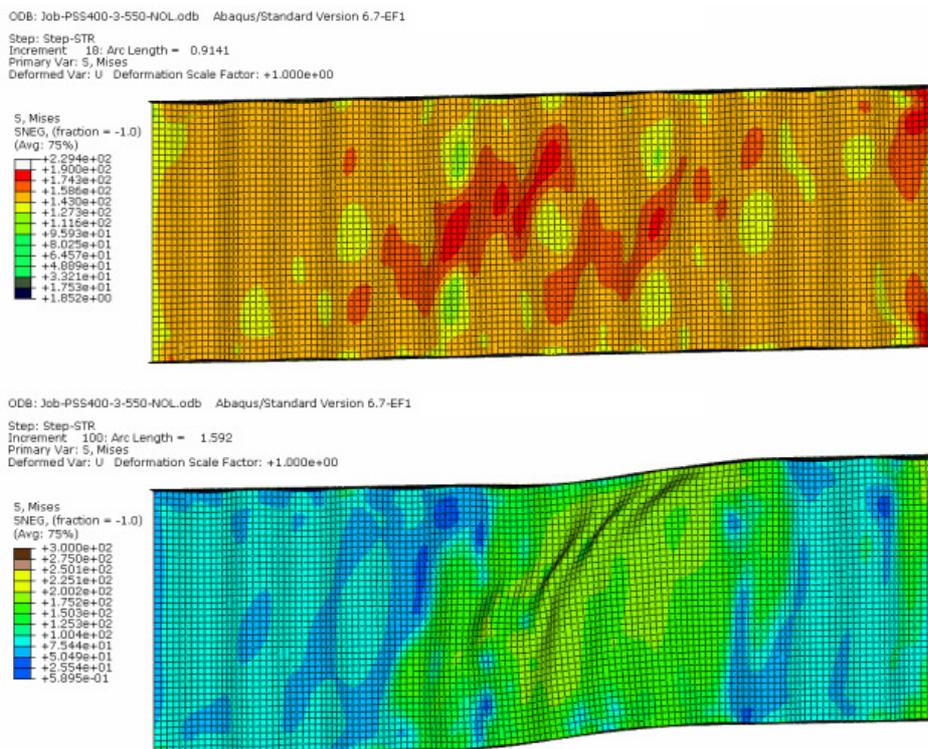


Figura 6.12: Perfil PSS400, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 550 °C

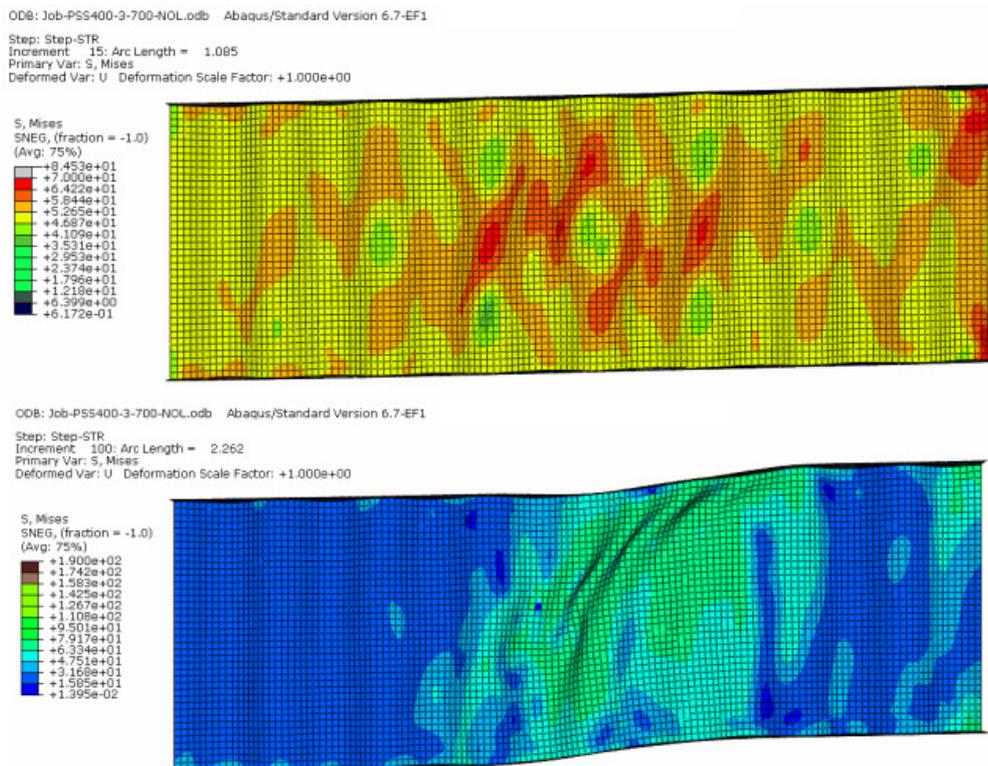


Figura 6.13: Perfil PSS400, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 700 °C

Para o perfil PSS800 os modos de flambagem e colapso se parecem muito com os obtidos para o perfil PSS400, alterando apenas os valores encontrados. Portanto, julgou-se desnecessário apresentar as suas imagens neste trabalho, e dessa forma apenas os resultados serão apresentados. Isso pode ser explicado pelo fato de ambos os perfis apresentarem o mesmo modo de colapso em temperatura ambiente, por plastificação. Porém, no perfil PSS1200, o colapso ocorreu por flambagem. A seguir serão apresentados os resultados do ABAQUS para o perfil PSS1200 (figuras 6.14 a 6.26).

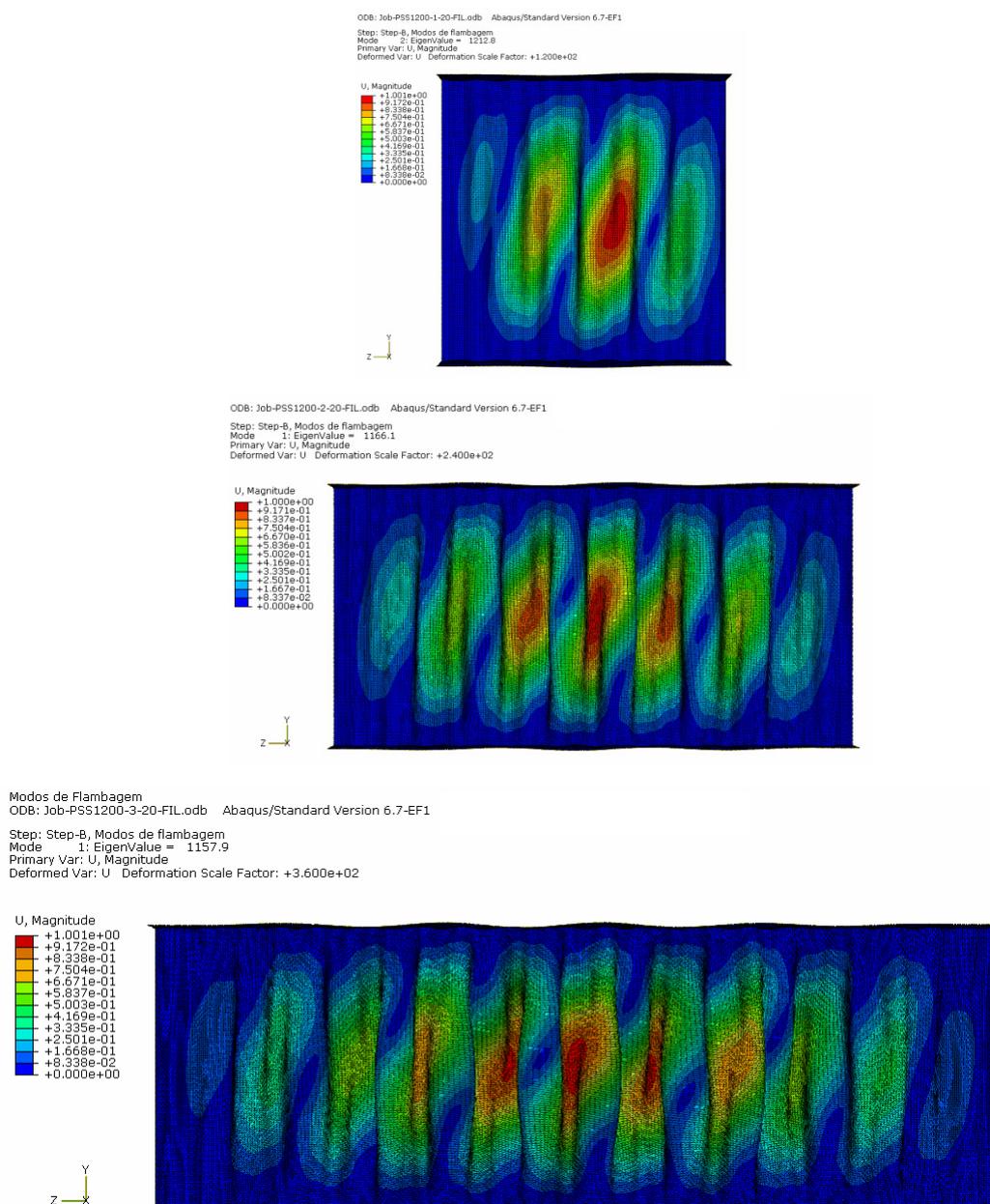


Figura 6.14: Perfil PSS1200, modos de flambagem para $a/h=1, 2$ e 3 .

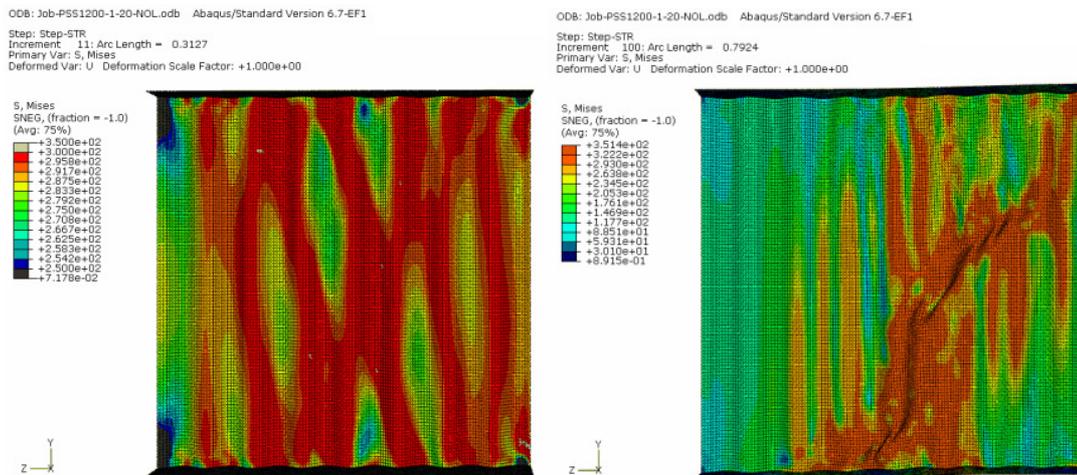


Figura 6.15: Perfil PSS1200, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de 20 °C

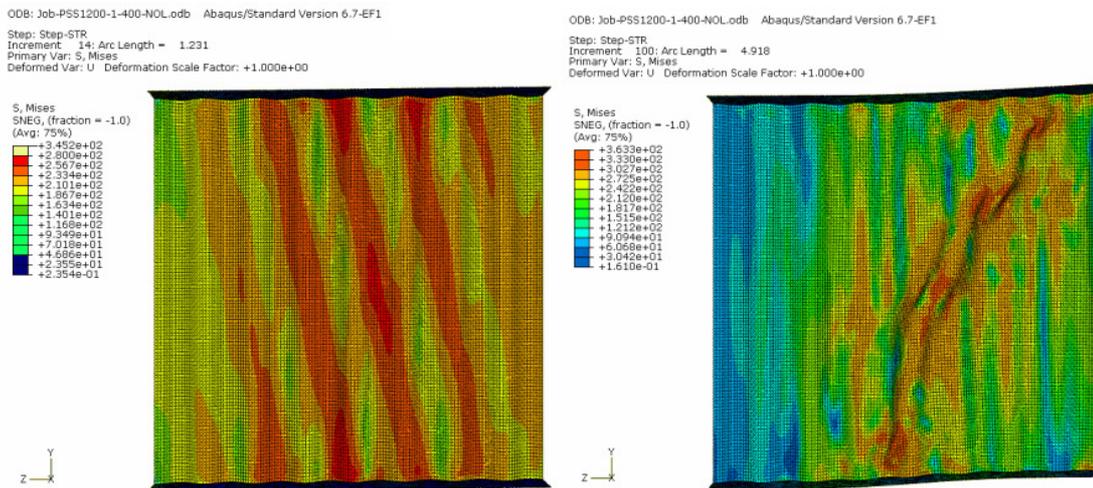


Figura 6.16: Perfil PSS1200, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de 400 °C

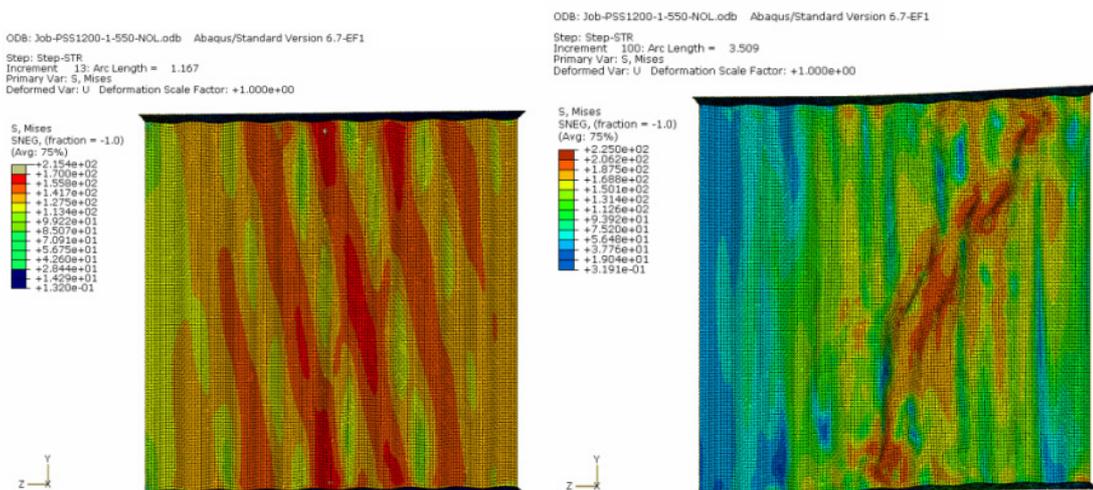


Figura 6.17: Perfil PSS1200, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de 550 °C

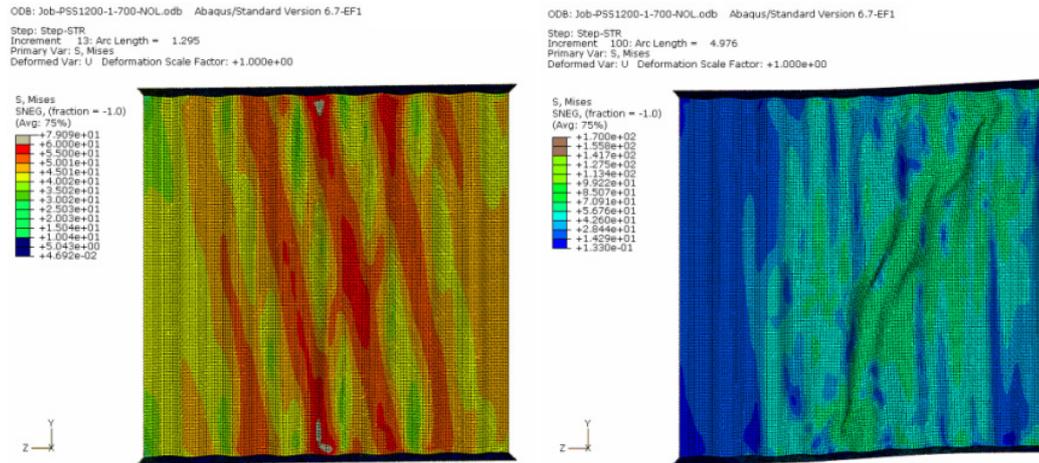


Figura 6.18: Perfil PSS1200, $a/h=1$, quando em colapso (à esquerda) e a deformada ao final de 100 passos (à direita), na temperatura de 700 °C

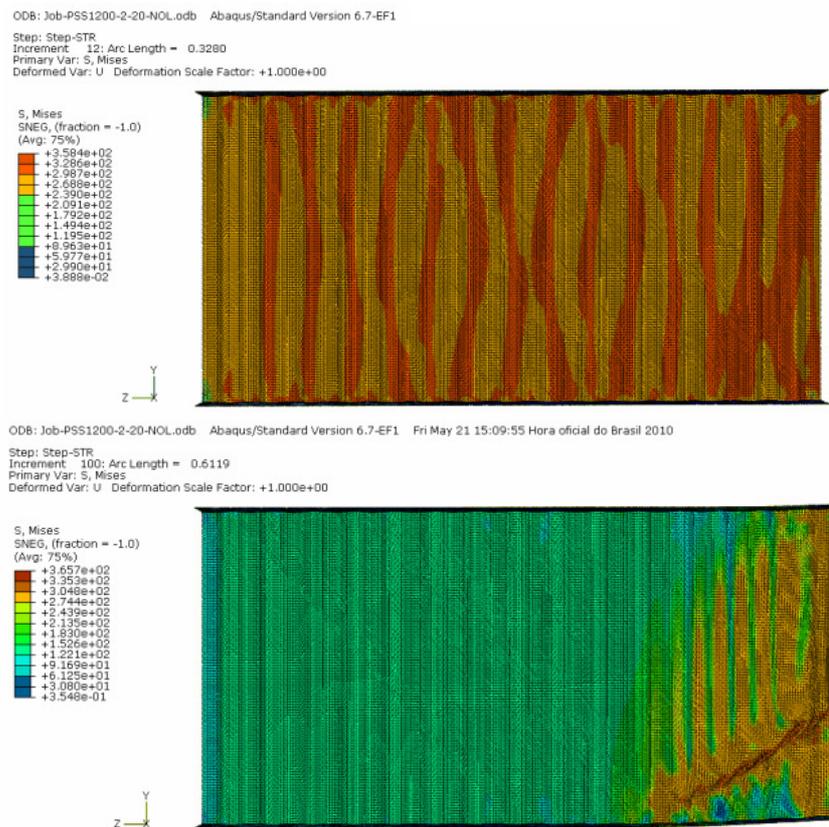


Figura 6.19: Perfil PSS1200, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 20 °C

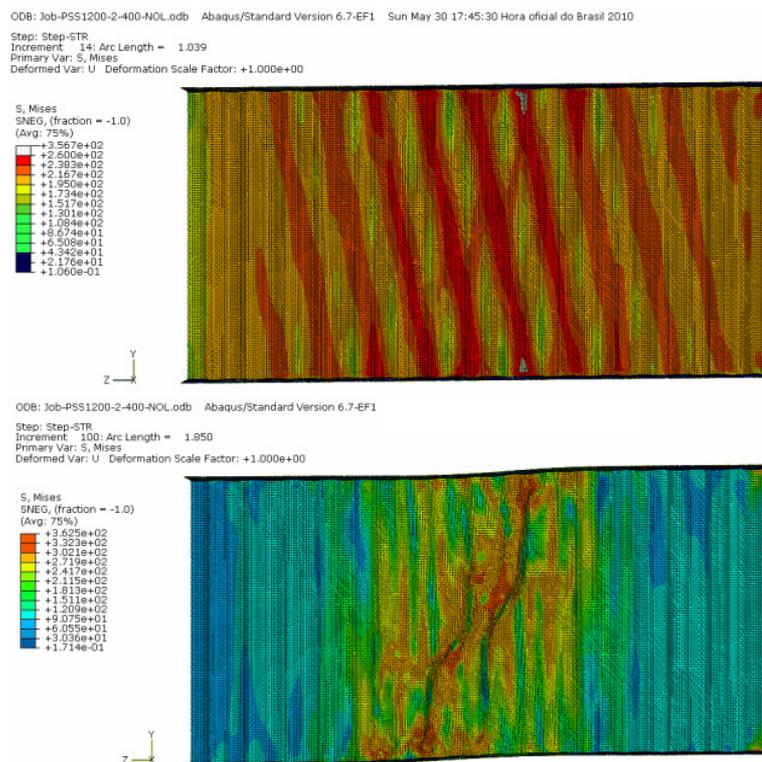


Figura 6.20: Perfil PSS1200, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (à embaixo), na temperatura de 400 °C

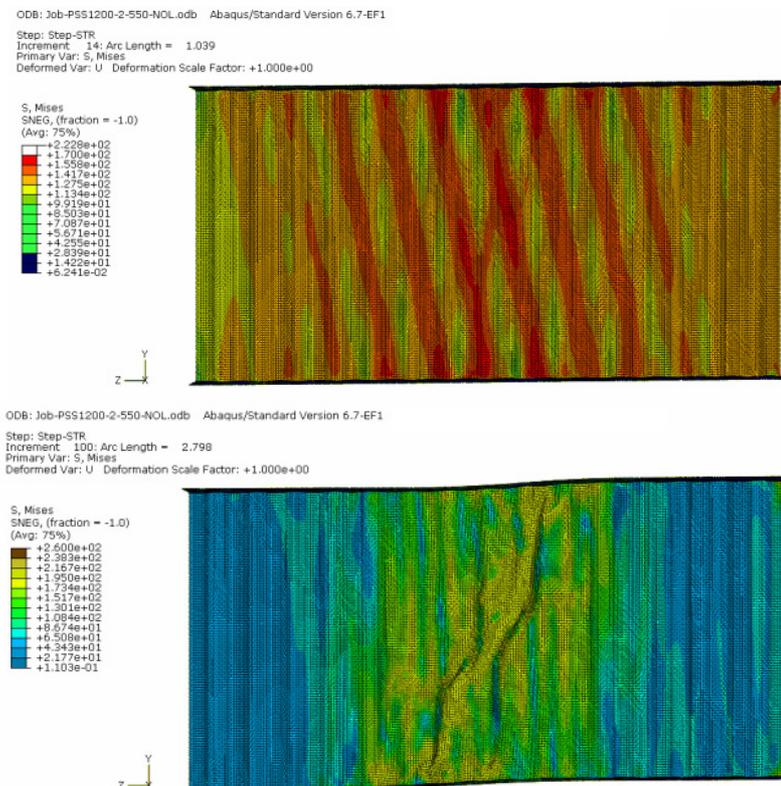


Figura 6.21: Perfil PSS1200, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 550 °C

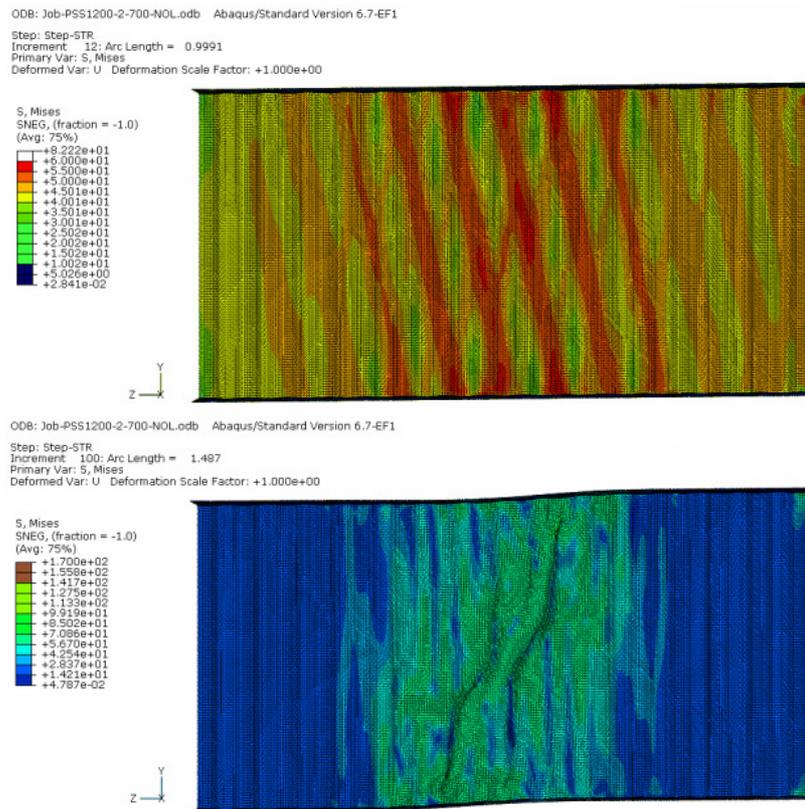


Figura 6.22: Perfil PSS1200, $a/h=2$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 700 °C

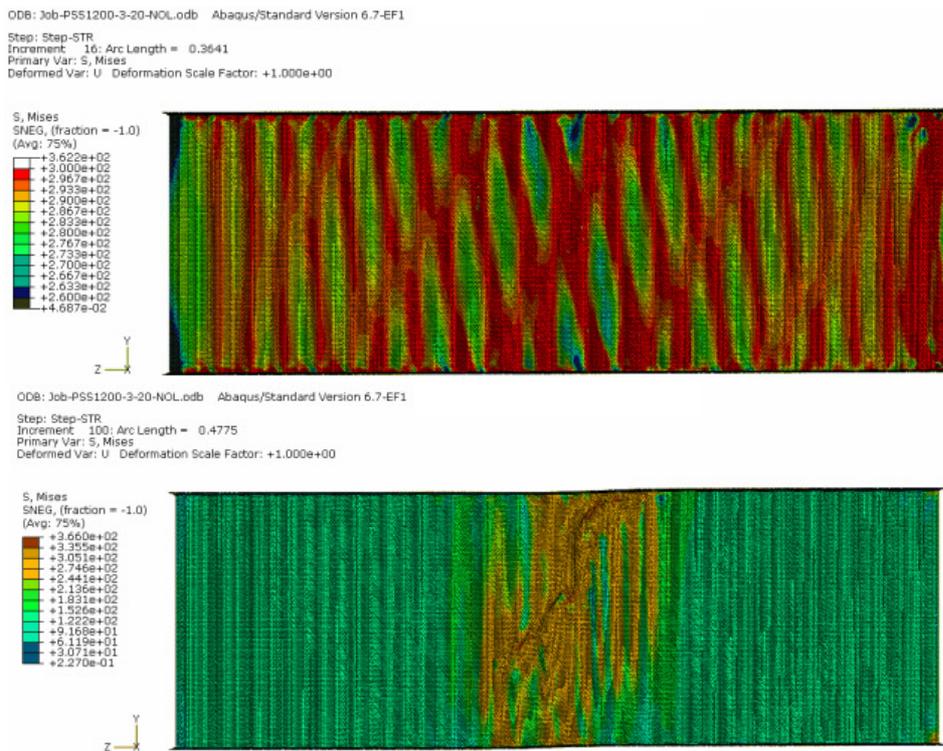


Figura 6.23: Perfil PSS1200, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 20 °C

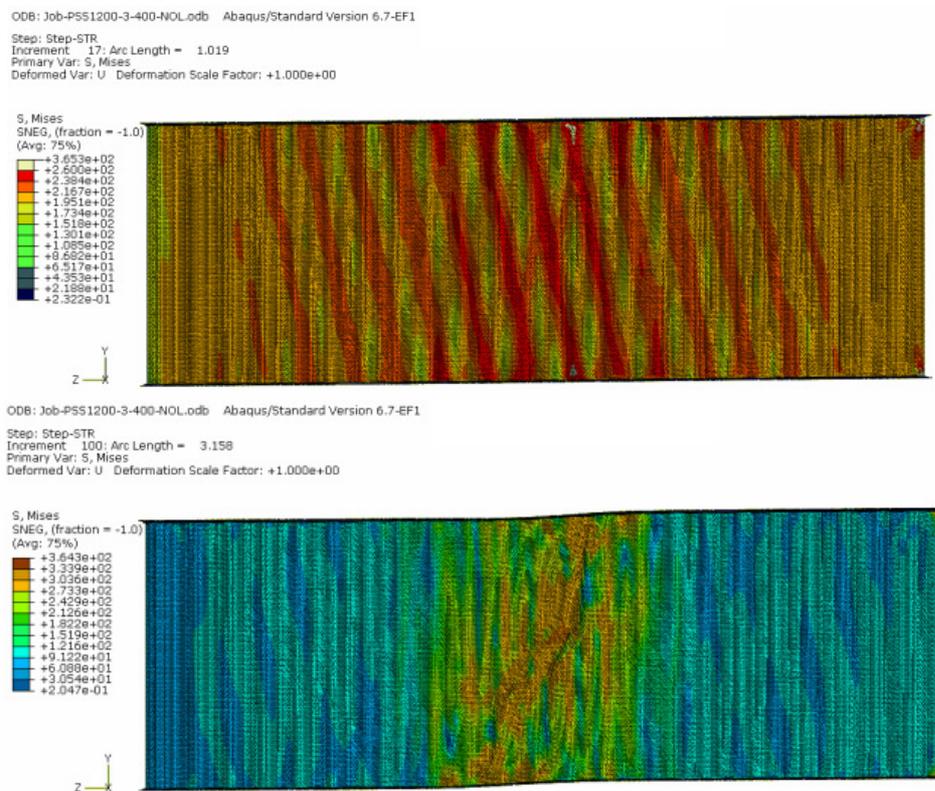


Figura 6.24: Perfil PSS1200, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 400 °C

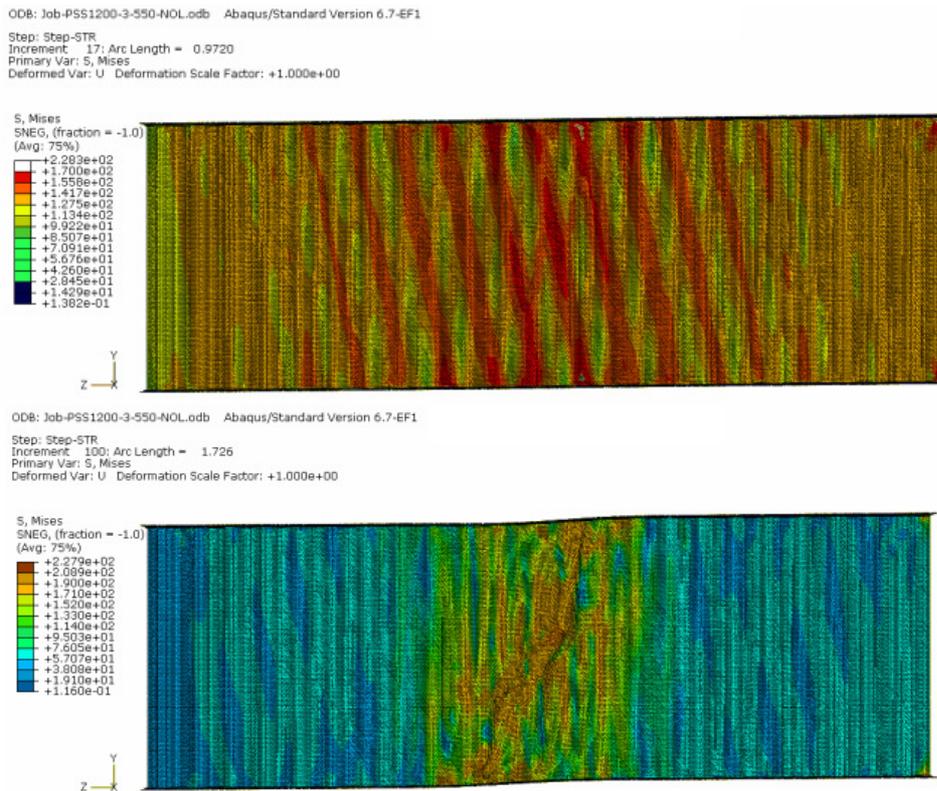


Figura 6.25: Perfil PSS1200, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 550 °C

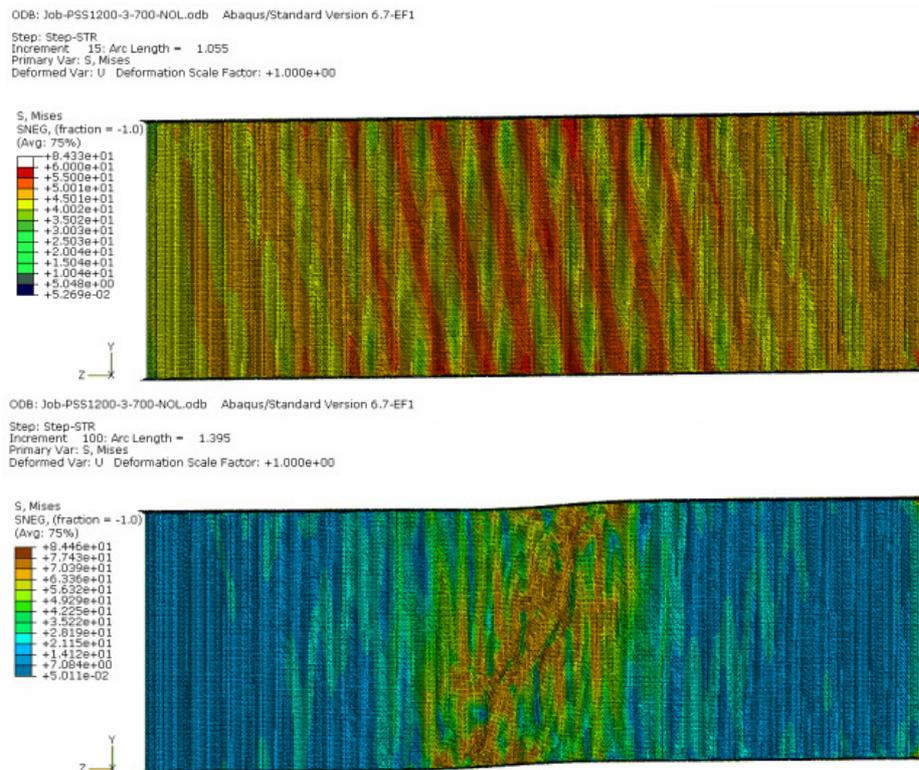


Figura 6.26: Perfil PSS1200, $a/h=3$, quando em colapso (acima) e a deformada ao final de 100 passos (embaixo), na temperatura de 700 °C

Observando as figuras mostradas, percebe-se que não é possível determinar um ponto em comum em todos os perfis que possa representar o deslocamento máximo da alma. As deformações em cada perfil são influenciadas pelo modo de flambagem e pelas temperaturas. Para representar a relação força cortante *versus* deslocamento vertical, optou-se por acompanhar o deslocamento em dois pontos em cada perfil. O primeiro ponto, P1, foi localizado na distância $a/2$ da extremidade livre e na semi-altura do painel e o segundo ponto, P2, na extremidade livre, também na semi-altura do painel. As figuras 6.27 a 6.29 apresentam a relação força cortante *versus* deslocamento para os dois pontos com temperaturas de 20 °C, 400 °C, 550 °C e 700 °C. Observa-se nas figuras que no perfil de alma senoidal não há resistência pós flambagem.

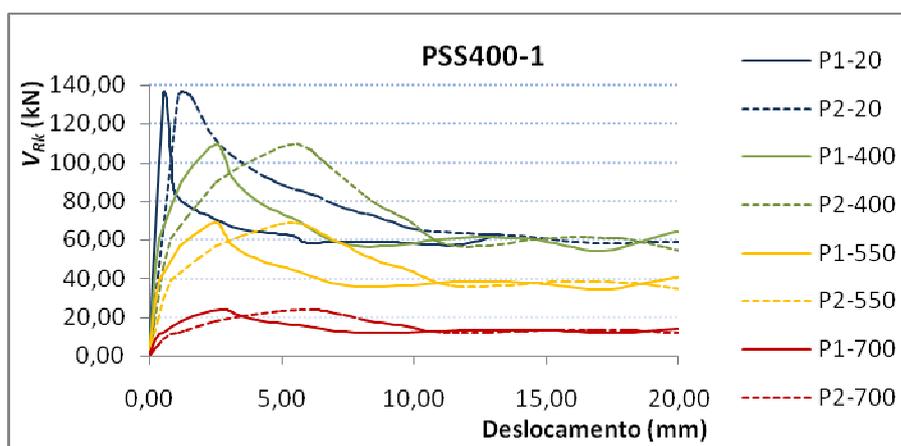


Figura 6.27: Curvas Força *versus* Deslocamento para os perfis PSS400, nos pontos P1 e P2, com temperaturas de 20°C, 400°C, 550°C e 700°C

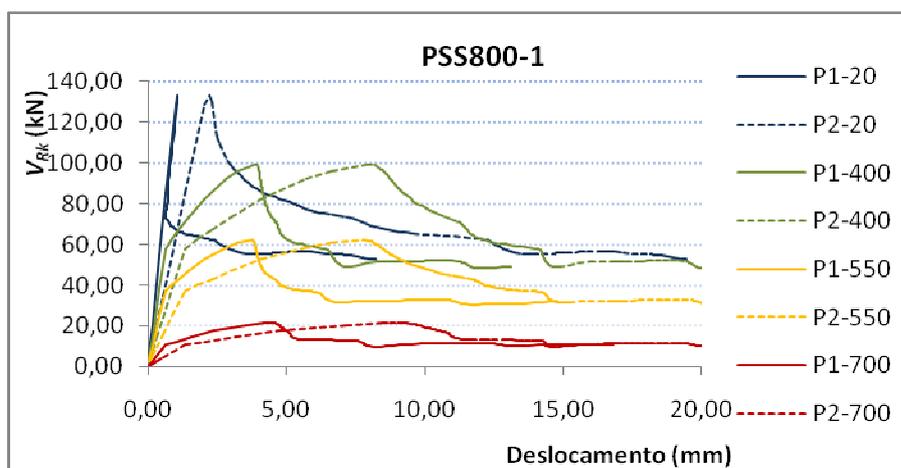


Figura 6.28: Curvas Força *versus* Deslocamento para os perfis PSS800, nos pontos P1 e P2, com temperaturas de 20°C, 400°C, 550°C e 700°C

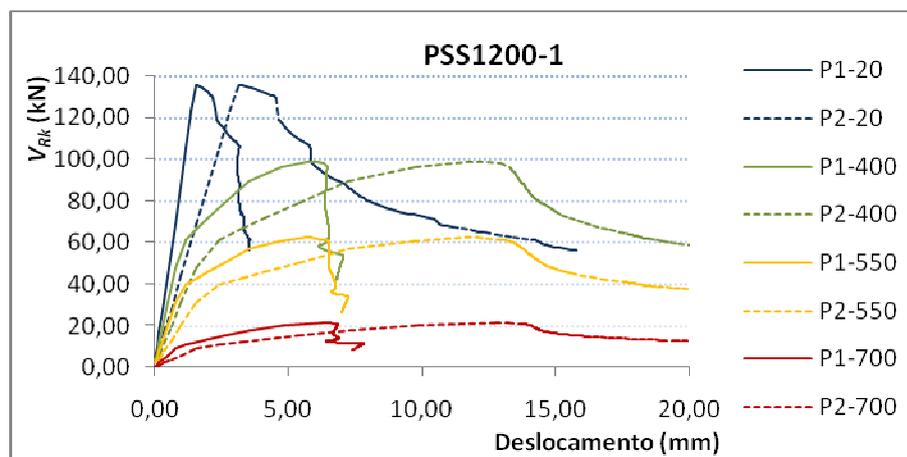


Figura 6.29: Curvas Força versus Deslocamento para os perfis PSS1200, nos pontos P1 e P2, com temperaturas de 20°C, 400°C, 550°C e 700°C

Comparando na tabela 6.1 os resultados obtidos numericamente para a capacidade resistente última dos perfis à força cortante, observa-se que a relação a/h não tem influência significativa nos resultados. As figuras 6.30 e 6.31, como ilustração, apresentam a variação da força cortante resistente para a temperatura entre 20 °C e 700 °C, e para a/h igual a 1, 2 e 3, respectivamente para os perfis PSS400, PSS800 e PSS1200.

Tabela 6.1: Força cortante última obtida via MEF

Perfil	Temperatura (°C)	V_{Rk} (kN)		
		$a/h = 1$	$a/h = 2$	$a/h = 3$
PSS400	20	136,46	136,24	133,92
	400	109,58	107,80	107,47
	550	68,83	67,68	67,68
	700	24,02	23,50	23,55
PSS800	20	266,15	264,43	264,76
	400	198,40	195,11	196,14
	550	124,52	123,39	123,55
	700	43,10	42,62	42,65
PSS1200	20	405,84	411,19	405,53
	400	296,86	296,54	288,70
	550	187,10	186,85	183,63
	700	63,71	63,45	62,62

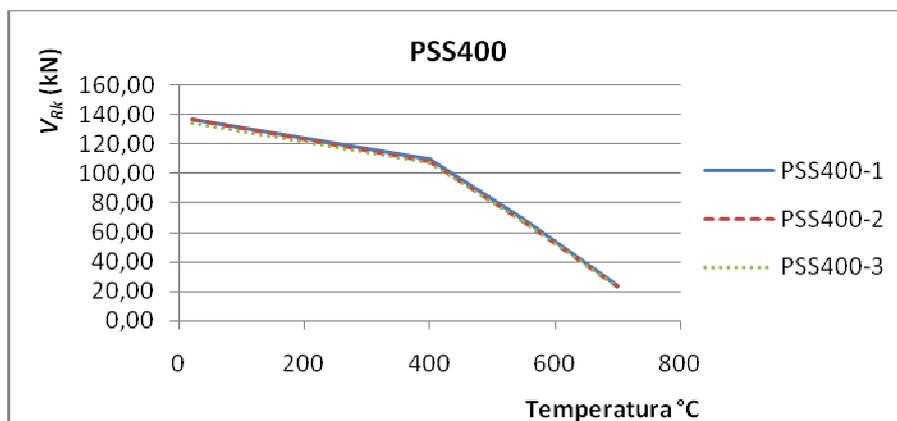


Figura 6.30: Variação da força cortante resistente com a temperatura para a/h igual a 1, 2 e 3, para o perfil PSS400.

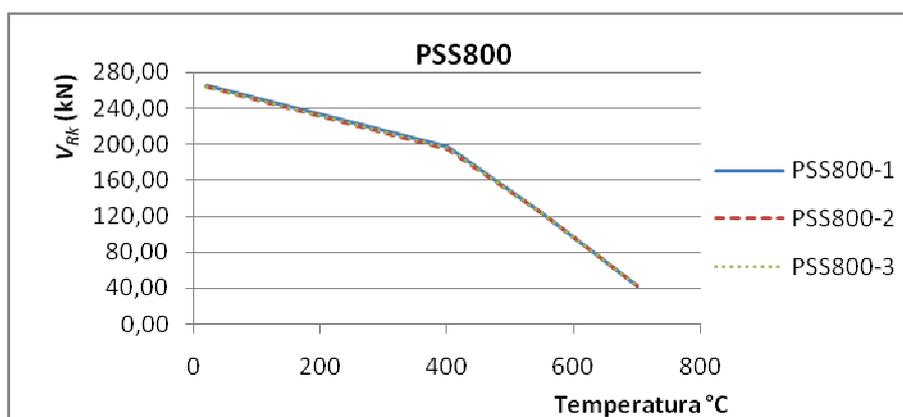


Figura 6.31: Variação da força cortante resistente com a temperatura para a/h igual a 1, 2 e 3, para o perfil PSS800.

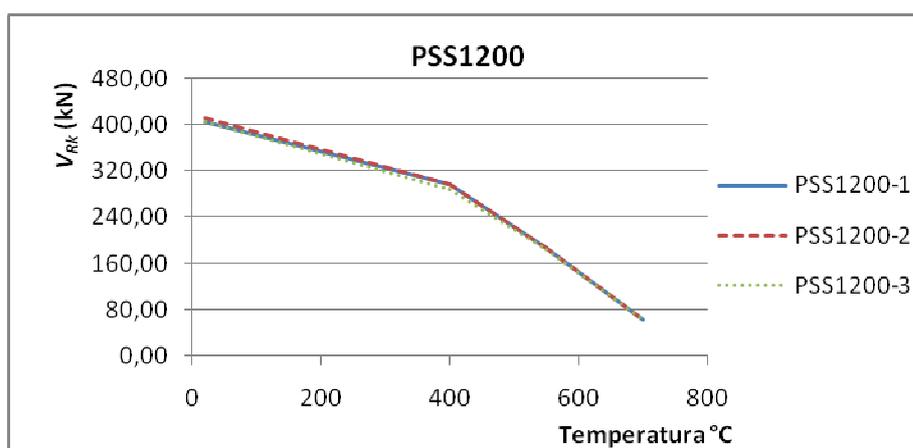


Figura 6.32: Variação da força cortante resistente com a temperatura para a/h igual a 1, 2 e 3, para o perfil PSS1200.

Resolveu-se ainda efetuar uma simulação adicional para verificar se uma alteração nas dimensões das mesas, que poderia, por exemplo, alterar a rigidez das ligações entre esses elementos e a alma, alteraria, mesmo que pouco, os resultados da força cortante resistente. Dessa forma criou-se o perfil PSS400x150x8x2 (igual ao perfil já conhecido PSS400x100x8x2, mas com as mesas com largura de 150 mm, portanto com uma área 50% maior), que foi analisado numericamente. A tabela 6.2 e a figura 6.33 apresentam os resultados dessa comparação.

Tabela 6.2: Comparação entre os perfis PSS400x100x8x2 e PSS400x150x8x2

a/h	Temperatura (°C)	V_{Rk} (kN)	
		PSS400x100x8x2	PSS400x150x8x2
1	20	136,46	136,56
	400	109,58	109,77
	550	68,83	68,93
	700	24,02	24,29
2	20	136,24	136,11
	400	107,80	107,84
	550	67,68	67,82
	700	23,71	23,53
3	20	133,92	135,74
	400	107,47	106,85
	550	67,68	67,64
	700	23,55	23,33

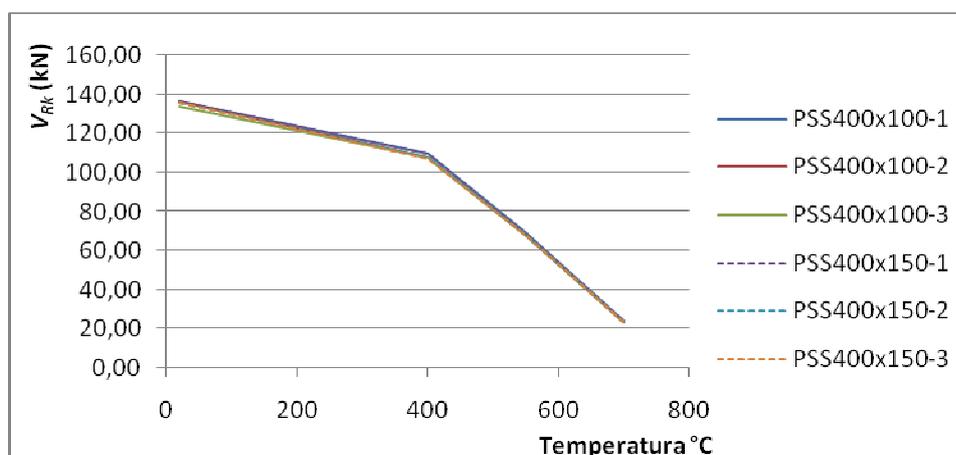


Figura 6.33: Comparação entre a força cortante resistente dos perfis PSS400x100x8x2 e PSS400x150x8x2

Para verificar a influência de uma laje de concreto sobre um perfil de alma senoidal em situação de incêndio, situação que ocorre quando o perfil é usado em vigas mistas, foram simulados os três perfis, com a relação $a/h=1$, com a mesa inferior e a alma a 700 °C, e a mesa superior com temperaturas de 20 °C, 100 °C, 200 °C, 300 °C, 400 °C, 500 °C e 600 °C. Verificou-se que a temperatura da mesa superior não influenciou na capacidade resistente última a força cortante dos perfis (tabela 6.3). Portanto, pode-se concluir que, nas vigas mistas, a capacidade resistente da alma deve ser obtida da mesma forma que na viga de aço isolada. É claro que essa conclusão tem por base os perfis sem proteção contra incêndio, estudados neste trabalho.

Tabela 6.3: Resultado do comportamento da alma senoidal com a variação da temperatura da mesa superior (mesa inferior e alma com temperatura de 700°C).

Perfil	Temperatura (°C) da mesa superior	V_{Rk} (kN)
PSS400X100X8X2	20	23,36
	100	23,36
	200	23,64
	300	23,60
	400	23,54
	500	23,51
	600	23,39
PSS800X200X12,5X2	700	24,02
	20	44,54
	100	44,54
	200	44,44
	300	44,33
	400	44,26
	500	44,14
PSS1200X300X19X2	600	43,84
	700	43,10
	20	65,97
	100	65,97
	200	66,32
	300	66,49
	400	66,43
500	66,30	
600	65,10	
700	63,71	

6.3 Comparação entre os resultados: analítico e numérico

O ABAQUS, no processo adotado, disponibiliza o modo de flambagem e o autovalor como resultado da sua primeira fase de análise. Na segunda fase de análise, o dado de saída é o Fator de Proporcionalidade da Carga (FPC), o qual, multiplicado pelo carregamento inicial aplicado e pela altura da alma, fornece a força cortante. A força cortante última, ou seja, aquela que leva o perfil ao colapso, é dada pelo FPC máximo atingido no processo.

Com a formulação para o cálculo da capacidade resistente à força cortante em temperatura ambiente e a proposta neste trabalho para temperatura elevada, efetuaram-se todos os cálculos analíticos para os perfis analisados sob as temperaturas de 20°C, 400°C, 550°C e 700°C. Numa primeira análise foram considerados os fatores de redução da resistência ao escoamento ($k_{y,\theta}$) e do módulo de elasticidade ($k_{E,\theta}$) apresentados pela ABNT NBR 14323:1999. Esses resultados foram então comparados com os resultados obtidos via MEF. A tabela 6.4 apresenta, para o perfil PSS400, os resultados analíticos e os encontrados no ABAQUS e a relação entre eles.

Tabela 6.4: Relação entre os resultados do processo analítico e do ABAQUS para o perfil PSS400

Perfil	a/h	Temperatura (°C)	$V_{Analítico}$ (kN)	Autovalor	FPC	V_{MEF} (kN)	$V_{MEF}/$ $V_{analítico}$
PSS400	1	20	144,00	1779,00	0,1918	136,46	0,948
		400	144,00	1245,30	0,2200	109,58	0,761
		550	90,00	809,43	0,2126	68,83	0,765
		700	33,12	231,27	0,2596	24,02	0,725
	2	20	144,00	1685,40	0,2021	136,24	0,946
		400	144,00	1179,80	0,2284	107,80	0,749
		550	90,00	766,84	0,2207	67,68	0,752
		700	33,12	219,10	0,2706	23,71	0,716
	3	20	144,00	1670,60	0,2004	133,92	0,930
		400	144,00	1169,40	0,2298	107,47	0,746
		550	90,00	760,13	0,2226	67,68	0,752
		700	33,12	217,18	0,2710	23,55	0,711

Depois dessa primeira análise percebeu-se que os fatores de redução propostos pela ABNT NBR 14323:1999 não atendiam ao perfil estudado, os resultados para temperaturas elevadas foram insatisfatórios, com uma diferença média entre o analítico e o numérico de 25%. Assim, foi necessário encontrar uma nova referência para se determinar os fatores de redução.

No caso do perfil PSS400 o colapso ocorreu em regime plástico, ou seja:

$$V_{Rk,\theta} = V_{pl,\theta} \quad (3.21)$$

e

$$V_{pl,\theta} = 0,60k_{y,\theta}f_yA_w \quad (3.24)$$

portanto nesse caso o único fator que se altera no cálculo da força cortante resistente com a elevação da temperatura é $k_{y,\theta}$, multiplicando a relação encontrada $V_{MEF}/V_{analítico}$ por $k_{y,\theta}$ (tomado para a deformação total de 2%) encontrou-se um novo fator de redução para o qual os resultados analíticos coincidiriam com os encontrados no MEF ($k_{y,MEF}$). O passo seguinte foi verificar qual a deformação correspondente a esses valores na curva do EN 1993-1-2:2005. Encontrou-se então uma deformação total de 0,5%. Com base nessa deformação encontramos os valores correspondentes para os fatores de redução ($k_{y,\theta}$) e foram refeitos os cálculos analíticos ($V'_{Analítico}$). O processo e os resultados são apresentados na tabela 6.5.

Tabela 6.5: Relação entre a deformação e os fatores de redução e os novos resultados analíticos para o perfil PSS400.

Perfil PSS400									
a/h	Temperatura (°C)	$k_{y,\theta}$ (2%)	$V_{MEF}/$ $V_{analítico}$	$k_{y,MEF}$	Deformação	Deformação Média	$k_{y,\theta}$ (0,5%)	$V'_{Analítico}$ ($k_{y,\theta}$)	$V'_{Analítico}$ / V_{MEF}
1	20	1,000					1,000	144,00	1,06
	400	1,000	0,761	0,761	0,00493	0,0050	0,764	110,02	1,00
	550	0,625	0,765	0,478	0,00485		0,481	69,26	1,01
	700	0,230	0,725	0,167	0,00515		0,165	23,76	0,99
2	20	1,000					1,000	144,00	1,06
	400	1,000	0,749	0,749	0,00465	0,0047	0,764	110,02	1,02
	550	0,625	0,752	0,470	0,00455		0,481	69,26	1,02
	700	0,230	0,716	0,165	0,00486		0,165	23,76	1,00
3	20	1,000					1,000	144,00	1,08
	400	1,000	0,746	0,746	0,00457	0,0047	0,764	110,02	1,02
	550	0,625	0,752	0,470	0,00455		0,481	69,26	1,02
	700	0,230	0,711	0,164	0,00485		0,165	23,76	1,01

Segundo Vimonsatit *et al.* (2007b), a BS 5950-8:2003 recomenda que para elementos suscetíveis à flambagem, ou seja, elementos esbeltos, se use o fator de redução a 0,5% de deformação. A BS 5950-8:1990, no anexo B, também faz uma recomendação de 0,5% para aços laminados a frio. O EN 1993-1-2:2005 apresenta fatores de redução para resistência do aço sem apresentar distinção entre aços laminados a quente e aços laminados a frio. No entanto, no anexo E ele recomenda que, para seções de classe 4 (seção que contém elementos esbeltos), os fatores de redução a 0,2% de deformação residual sejam utilizados para o cálculo em temperaturas elevadas. Com base nos resultados numéricos obtidos nesse trabalho chegou-se aos valores de 0,5% de deformação total para os perfis senoidais de acordo com a curva tensão *versus* deformação fornecida pelo EN 1993-1-2:2005. A tabela 6.6 apresenta uma comparação entre os fatores de redução propostos pelas normas.

Como foi visto no item 2.4, Ranawaka e Mahendran (2008) realizaram um estudo experimental em aços laminados a frio e suas propriedades mecânicas em temperaturas elevadas e concluíram que os fatores de redução para 0,5% da deformação total e para 0,2% de deformação residual apresentam valores muito similares e inadequados para os

aços laminados a frio. Com base nesse estudo eles recomendaram uma nova formulação para se determinar os fatores de redução das propriedades mecânicas do aço laminado a frio, que variava com a faixa de temperatura e o tipo do material (ver equações 2.1 e 2.2).

Tabela 6.6: Comparação entre os fatores de redução adotados pelo EN 1993-1-2:2005, pela BS 5950-8:1990 e por Ranawaka e Mahendran (2008)

	Fator de Redução	400°C	550°C	700°C
EN 1993-1-2:2005	0,2% (Classe 4)	0,65	0,415	0,13
	0,5% (MEF)	0,764	0,481	0,165
BS 5950-8:1990	0,5%	0,798	0,492	0,186
	0,5% (aços laminados a frio)	0,680	0,471	-
Ranawaka e Mahendran	0,2%	0,463	0,274	0,13

Com base nessas recomendações e nos fatores de redução encontrados no processo analítico proposto neste trabalho, os cálculos foram refeitos da maneira proposta no capítulo 3, utilizando os fatores de redução de 0,2% de deformação, recomendado pelo EN 1993-1-2: 2005 para perfis classe 4, e os fatores de redução de 0,5% de deformação, baseado na curva tensão *versus* deformação do EN 1993-1-2:2005. Os resultados então foram comparados com aqueles obtidos no ABAQUS (tabela 6.7).

Os cálculos analíticos não foram refeitos com os fatores de redução apresentados pela BS 5950-8:1990 para 0,5% de deformação pois eles são muito próximos aos dados pela curva do EN 1993-1-2:2005. Os cálculos também não foram refeitos para os fatores de redução apresentados pela BS 5950-8:1990 para os aços laminados a frio pois eles não alcançavam o limite de temperatura de 700°C, e para os valores obtidos através das equações fornecidas por Ranawaka e Mahendran (2008) para os aços laminados a frio, pois eles se mostraram muito conservadores para o perfil de alma senoidal, considerando a análise proposta neste trabalho.

Nota-se que a modelagem numérica, com a curva tensão *versus* deformação do EN 1993-1-2:2005 tem a capacidade de simular adequadamente o comportamento, no que se refere à capacidade de deformação dos elementos esbeltos, neste caso, a alma senoidal. Um estudo experimental do comportamento estrutural, em temperatura

elevada, do aço utilizado na alma senoidal é necessário para avaliar corretamente até que ponto isso influenciaria na sua capacidade resistente.

Observando os resultados da tabela 6.7 e as figuras 6.34 a 6.36, pode-se concluir que o uso dos fatores de redução a 0,5% de deformação com base na curva tensão *versus* deformação do EN 1993-1-2: 2005 representam bem o comportamento do perfil de alma senoidal, com uma diferença máxima de 13% que é compatível com a diferença encontrada em temperatura ambiente que foi de 9%. Esses resultados também ratificam o procedimento de cálculo para a capacidade resistente em temperatura elevada proposto no capítulo 3.

Adicionalmente, como a relação $k_{y,\theta}/k_{E,\theta}$ é próxima de 1,0, ao analisar a expressão:

$$\lambda_{0,\theta} = \lambda_0 \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad (3.20)$$

nota-se que:

$$\lambda_{0,\theta} \cong \lambda_0 \quad (6.1)$$

O que simplifica os cálculos para temperatura elevada, sendo este diferenciado do cálculo em temperatura ambiente apenas pelo cálculo da força cortante resistente de plastificação em temperatura elevada, que passa a ser:

$$V_{pl,\theta} = k_{y,\theta} V_{pl} \quad (6.2)$$

O procedimento analítico proposto, no entanto é uma simplificação de cálculo e, portanto pode não representar em algumas situações o comportamento exato do perfil em temperatura elevada. Mas ele segue a mesma metodologia atualmente utilizada nas normas e por pesquisadores.

Observou-se que, talvez em função dessa simplificação, mesmo os valores da força cortante resistente nominal serem muito próximos aos encontrados no procedimento numérico, os modos de colapso não foram os mesmos. Seria necessária a realização de ensaios para a determinação dos limites de escoamento e plastificação em temperaturas elevadas, e com eles uma nova calibração dos procedimentos numérico e analítico para que possam representar melhor o comportamento do perfil.

Tabela 6.7: Relação entre a capacidade resistente à força cortante proposta a 2%, 0,2% e 0,5% e a capacidade resistente encontrada no MEF

Perfil	a/h	Temperatura (°C)	$V_{Rk\text{ analítico}}$			$V_{\text{último}}$	$V_{Rk} / V_{\text{último}}$		
			k_y a 2% (kN)	k_y a 0,2% (kN)	k_y a 0,5% (kN)	MEF (kN)	2% MEF	0,2% MEF	0,5% MEF
PSS400	1	20	144,00	144,00	144,00	136,46	1,06	1,06	1,06
		400	144,00	93,60	110,02	109,58	1,31	0,85	1,00
		550	90,00	59,76	69,26	68,83	1,31	0,87	1,01
		700	33,12	18,72	23,76	24,02	1,38	0,78	0,99
	2	20	144,00	144,00	144,00	136,24	1,06	1,06	1,06
		400	144,00	93,60	110,02	107,80	1,34	0,87	1,02
		550	90,00	59,76	69,26	67,68	1,33	0,88	1,02
		700	33,12	18,72	23,76	23,50	1,41	0,80	1,01
	3	20	144,00	144,00	144,00	133,92	1,08	1,08	1,08
		400	144,00	93,60	110,02	107,47	1,34	0,87	1,02
		550	90,00	59,76	69,26	67,68	1,33	0,88	1,02
		700	33,12	18,72	23,76	23,55	1,41	0,80	1,01
PSS800	1	20	288,00	288,00	288,00	266,15	1,08	1,08	1,08
		400	288,00	187,20	220,03	198,40	1,45	0,94	1,11
		550	180,00	119,52	138,53	124,52	1,45	0,96	1,11
		700	66,24	37,44	47,52	43,10	1,54	0,87	1,10
	2	20	288,00	288,00	288,00	264,43	1,09	1,09	1,09
		400	288,00	187,20	220,03	195,11	1,48	0,96	1,13
		550	180,00	119,52	138,53	123,39	1,46	0,97	1,12
		700	66,24	37,44	47,52	42,62	1,55	0,88	1,11
	3	20	288,00	288,00	288,00	264,76	1,09	1,09	1,09
		400	288,00	187,20	220,03	196,14	1,47	0,95	1,12
		550	180,00	119,52	138,53	123,55	1,46	0,97	1,12
		700	66,24	37,44	47,52	42,65	1,55	0,88	1,11
PSS1200	1	20	392,94	392,94	392,94	405,84	0,97	0,97	0,97
		400	315,85	265,05	287,36	296,86	1,06	0,89	0,97
		550	205,30	170,75	183,82	187,10	1,10	0,91	0,98
		700	58,66	51,08	57,55	63,71	0,92	0,80	0,90
	2	20	392,94	392,94	392,94	411,19	0,96	0,96	0,96
		400	315,85	265,05	287,36	296,54	1,07	0,89	0,97
		550	205,30	170,75	183,82	186,85	1,10	0,91	0,98
		700	58,66	51,08	57,55	63,45	0,92	0,81	0,91
	3	20	392,94	392,94	392,94	405,53	0,97	0,97	0,97
		400	315,85	265,05	287,36	288,70	1,09	0,92	1,00
		550	205,30	170,75	183,82	183,63	1,12	0,93	1,00
		700	58,66	51,08	57,55	62,62	0,94	0,82	0,92

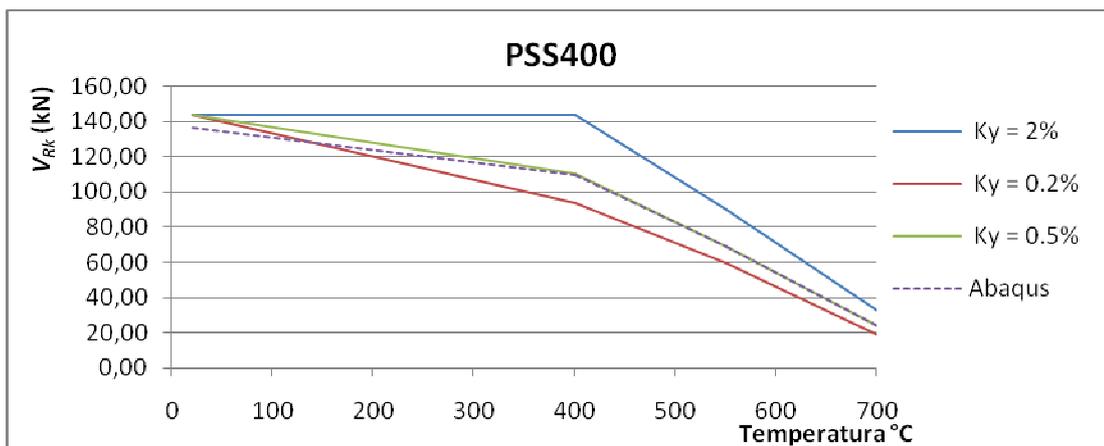


Figura 6.34: Comparação dos resultados analíticos com os fatores de redução a 2%, 0,2% e 0,5% e o ABAQUS para o perfil PSS400 e $a/h=1$.

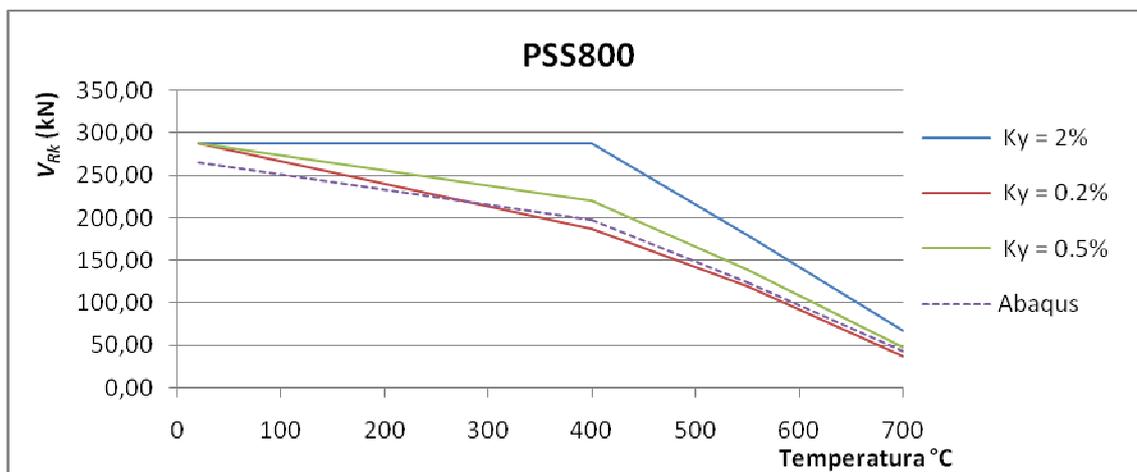


Figura 6.35: Comparação dos resultados analíticos com os fatores de redução a 2%, 0,2% e 0,5% e o ABAQUS para o perfil PSS800 e $a/h=1$.

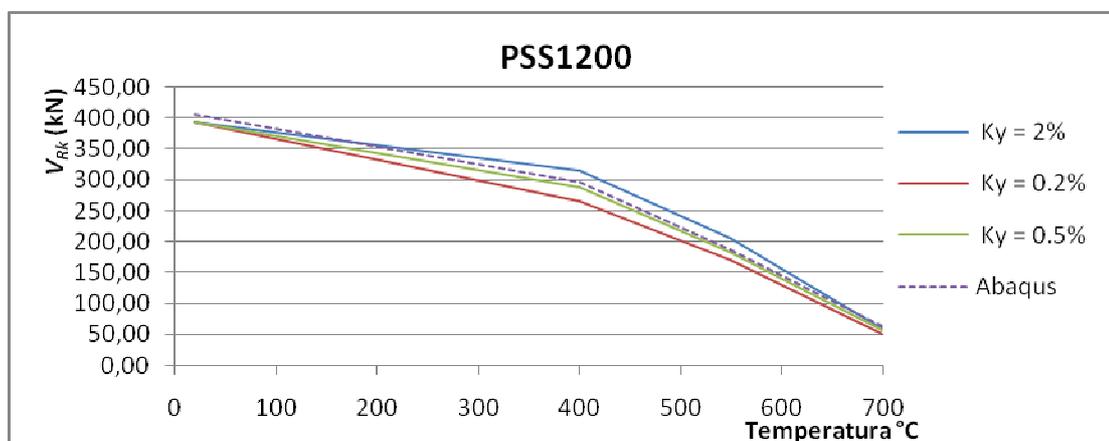


Figura 6.36: Comparação dos resultados analíticos com os fatores de redução a 2%, 0,2% e 0,5% e o ABAQUS para o perfil PSS1200 e $a/h=1$.

7 CONCLUSÕES

7.1 Considerações Finais

A análise térmica realizada nesta Dissertação demonstrou, por meio da simulação no ABAQUS, que a temperatura da alma é praticamente homogênea ao longo de sua altura, sendo notada apenas uma pequena variação próxima às mesas devido à diferença do fator de massividade. Comparando os resultados numéricos com os analíticos, verificou-se que a diferença de temperatura entre as mesas e a alma é tanto maior quanto maior for a diferença do fator de massividade entre elas. Outra constatação é que como em perfis de alma senoidal trabalha-se apenas com duas espessuras para a alma, haverá sempre apenas dois fatores de massividade, um para a alma de 2 mm, e outro para a de 3 mm, independente da altura do perfil. De forma simplificada pode-se usar o processo normativo, apenas fazendo a análise da alma separada das mesas. Sendo que, para a alma pode-se usar a tabela 4.1 apresentada nesta Dissertação. Acredita-se que esta observação seja válida para os perfis protegidos, porém, um estudo da distribuição de temperatura para os perfis de alma senoidal protegidos deve ser realizado sendo sugerido para um trabalho futuro.

O procedimento analítico usado para se estimar a força cortante resistente de perfis de alma senoidal em temperatura ambiente foi ratificado nesta Dissertação. Verificou-se que a relação entre o comprimento do painel e a sua altura (a/h) não apresentou

influência significativa nos resultados, e comprovou-se que as dimensões das mesas, desprezadas no procedimento analítico proposto, não interferem nos resultados. Também nota-se que o efeito do campo de tração presente em perfis de alma plana não ocorre nos perfis senoidais, devido à geometria da alma.

Quanto ao uso do perfil de alma senoidal em estruturas mistas, os perfis de alma senoidal não apresentaram aumento da força cortante resistente com a redução da temperatura na mesa superior. Portanto, o cálculo analítico da força cortante resistente em temperatura elevada, como proposto, pode ser aplicado para vigas mistas com perfis senoidais.

Outra importante conclusão são os valores para os fatores de redução das propriedades mecânicas do aço a serem utilizados em perfis de alma senoidal. Pelo processo de análise chegou-se a fatores de redução a 0,5% de deformação com base na curva tensão *versus* deformação do EN 1993-1-2: 2005. Esses fatores foram comparados com outros fatores indicados na bibliografia e sua eficácia foi comprovada por meio da convergência dos resultados analíticos com os resultados obtidos pela simulação no ABAQUS. Porém, com base nos resultados e a favor da segurança, recomenda-se usar os valores já apresentados pelo EN 1993-1-2: 2005 para perfis esbeltos, ou seja, o fator de redução a 0,2% de deformação residual, que são muito próximos dos valores para 0,5% de deformação total.

Das normas e estudos apresentados, observa-se que dois fatores influenciam a capacidade resistente de elementos compostos por chapas esbeltas: a capacidade de deformação que leva a definição de coeficientes de redução para deformação residual de 0,2% ou deformação total de 0,5% e, outro fator, para os aços laminados a frio, a perda da resistência adicional ganha durante o processo de laminação a frio. Como recomendação para trabalhos futuros pode-se sugerir um estudo experimental para avaliar melhor a perda da resistência adicional ganha durante o processo de laminação em perfis de alma senoidal sob temperaturas elevadas.

Com base nestas conclusões, verifica-se que os principais objetivos desta Dissertação foram alcançados. Modelos eficientes de análise térmica e estrutural via Método dos Elementos Finitos utilizando o ABAQUS foram desenvolvidos para a determinação da força cortante resistente de perfis de alma senoidal em temperaturas elevadas e, com base nesses modelos, foram validados os procedimentos analíticos de cálculo da resistência à força cortante e elevação da temperatura propostos.

7.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

O uso do perfil de alma senoidal é relativamente recente e existem poucos estudos sobre sua capacidade resistente e o seu comportamento em temperaturas elevadas, portanto as sugestões para trabalhos futuros se concentram em trabalhos que possam avançar nesse sentido. Entre eles:

- verificar se os resultados encontrados neste trabalho para os perfis com a alma de 2 mm são adequados para a alma de 3 mm de espessura;
- um estudo mais detalhado sobre os limites de plastificação e escoamento para o perfil de alma senoidal em temperaturas elevadas, com a realização de análises experimentais e numéricas;
- um estudo experimental do comportamento, em temperatura elevada, do aço utilizado na alma senoidal, principalmente no caso da utilização de aços laminados a frio. O objetivo é obter a relação tensão *versus* deformação real do aço a ser utilizada nas análises numéricas;
- uma avaliação experimental da distribuição de temperatura nos perfis de alma senoidal com o objetivo de averiguar as análises térmicas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABNT NBR 8800:2008. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios.
- ABNT NBR 14323:1999. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Dimensionamento de Estruturas de Aço de Edifícios em Situação de Incêndio.
- ABNT NBR 14432:2000. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Exigências de Resistência ao Fogo de Elementos Construtivos de Edificações.
- ANSI/AISC 360-05. *Specifications for structural steel buildings*. American Institute of steel Construction, Chicago, USA.
- BS 5950-8: 1990. *Structural use of steelwork in building*. In: Code of practice for design fire resistance design. British Standards Institution; Londres, 1990.
- Calenzani (2008) – Calenzani, A.F.G., *Proposição de Procedimento para a Determinação da Rigidez Rotacional de Vigas Mistas Contínuas e Semicontínuas com Perfis de Alma Senoidal*. Tese de Doutorado, 2008, PROPEEs-UFMG, Belo Horizonte, Brasil.

- Caldas (2008) – Caldas, Rodrigo B., *Análise Numérica de Estruturas de Aço, Concreto e Mista em situação de incêndio*. Tese de Doutorado, 2008, PROPEEs-UFMG, Belo Horizonte, Brasil.
- Castro e Silva (2006) – Castro e Silva, A. L. R., *Análise numérica não-linear da flambagem local de perfis de aço estrutural submetidos à compressão uniaxial*. Tese de Doutorado, 2006, PROPEEs-UFMG, Belo Horizonte, Brasil.
- Easley (1975) – Easley, J. T., *Buckling Formulas for Corrugated Metal Shear Diaphragms*, Journal of the Structural Division, pp. 1403-1417, 1975, Estados Unidos da América.
- EN 1993-1-2: 2005. *Design of steel structures - General rules*, European Committee for Standardization, 2003, Bruxelas, Bélgica.
- Fakury (2009) – Fakury, R.H., *Dimensionamento de Estruturas de Aço em Situação de Incêndio*. Notas de Aula do Curso de Pós Graduação em Engenharia de Estruturas: Tópicos Especiais III - Projetos de Estruturas em Situação de Incêndio, 2009, PROPEEs- UFMG, Belo Horizonte, Brasil.
- GLP, Corrugated Plate Industry, disponível em <http://www.cpi-glp.com/>, acesso em Setembro de 2009.
- IBS (1994) - *Institut für Brandschutztechnik und Sicherheitsforschung* –Institute for Fire Prevention Technology and Safety Research. *Fire tests on corrugated web beams*. Linz, Austria, 1994 (em Alemão).
- IBS (1995) - *Institut für Brandschutztechnik und Sicherheitsforschung* - Institute for Fire Prevention Technology and Safety Research. *Fire tests on corrugated web beams*. Linz, Austria, 1995 (em Alemão).

- IBS (2006) - *Institut für Brandschutztechnik und Sicherheitsforschung* - Institute for Fire Prevention Technology and Safety Research. *Fire tests on corrugated web beams*. Linz, Austria, 2006 (em Alemão).
- Hackbarth Júnior (2006) – Hackbarth Júnior, H. *Estudo da Flambagem Lateral com Torção de Vigas de Aço de Alma Senoidal*. Dissertação de Mestrado, 2006, PROPEEs-UFGM, Belo Horizonte, Brasil.
- Pimenta (2008) – Pimenta, R. J., *Perfis de alma senoidal: Proposição de Método de Cálculo e Análise de Confiabilidade Estrutural*. Tese de Doutorado, 2008, PROPEEs-UFGM, Belo Horizonte, Brasil.
- Plais (2005) – Plais, W., *Perfis de Alma Senoidal - Versão 1.0*, Codeme Engenharia S.A., 2005, Betim, Brasil.
- Resende (2006) – Resende, Carla Cristina. *A Utilização do Perfil de Alma Senoidal em Galpão*. Revista Construção Metálica, Edição 76 / 2006, pag. 43 a 47. Disponível em http://www.abcem.com.br/downloads/artigo_ed76.pdf, acessado em setembro de 2009.
- Ribeiro (2004) – Ribeiro, J.C.L. *Simulação via Método dos Elementos Finitos da Distribuição Tridimensional de Temperatura em Estruturas em Situação de Incêndio*. Dissertação de Mestrado, 2004, PROPEEs-UFGM, Belo Horizonte, Brasil.
- Silva (2001) – Silva, Valdir P. *Estruturas de aço em situação de incêndio: Conforme as novas normas brasileiras NBR 14323/1999 e NBR:14432/2001*. Zigurate Editora, São Paulo, 2001.
- Wald & Kallerová (2009) – Wald, F. and Kallerová, P., *Description of Fire Test on Experimental Structure in Mokrsko*. Disponível em

http://fire.fsv.cvut.cz/firetest_Mokrsko/pdf/Test_report.pdf, acessado em setembro de 2009.

Wang (2003) – Wang, X. *Behavior of Steel Members with trapezoidally corrugated Webs and Tubular Flanges under Static Loading*. Tese de doutorado, 2003, Universidade de Drexel, Estados Unidos da América.

Timoshenko & Gere (1994) – Timoshenko & Gere. *Mecânica dos sólidos*. Volume 1. LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., Rio de Janeiro, Brasil, 1994.

Vimonsatit *et al.* (2007a) – Vimonsatit, V., Tan, KH., Ting, SK., *Shear strength of plate girder web panel at elevated temperature*. Journal of Constructional Steel Research, 63 (2007), 1442-1451.

Vimonsatit *et al.* (2007b) – Vimonsatit, V., Tan, KH., Ting, SK., *Testing of plate girder web panel loaded in shear at elevated temperature*. Journal of Structural Engineering, (Junho 2007), 815-824.

Zeman (1999) – Zeman & Co Gesellschaft mbh, *Corrugated Web Beam*. Technical Documentation, 1999, Viena, Áustria.