



**ANÁLISE NUMÉRICA DE LIGAÇÕES
APARAFUSADAS AUTOPERFURANTES DE
CHAPAS FINAS A TEMPERATURAS ELEVADAS**

Rui Paulo Silva Dias

Dissertação para obtenção do grau de Mestre em:

Engenharia Industrial

Ramo Engenharia Mecânica

Novembro 2016



**ANÁLISE NUMÉRICA DE LIGAÇÕES
APARAFUSADAS AUTOPERFURANTES DE CHAPAS
FINAS A TEMPERATURAS ELEVADAS**

Rui Paulo Silva Dias

Relatório Final da Dissertação apresentado à
ESCOLA SUPERIOR DE TECNOLOGIA E DE GESTÃO
INSTITUTO POLITÉCNICO DE BRAGANÇA

para obtenção do grau de Mestre em
Engenharia Industrial
Área de Especialização de Engenharia Mecânica

Orientador:
Luis M. R. Mesquita

Novembro, 2016

Dedico este trabalho aos meus pais.

Agradecimentos

Começo por agradecer ao meu orientador, Professor Doutor Luís Mesquita, por todo o tempo disponibilizado, ajuda e compreensão que teve para comigo ao longo deste trabalho, tendo sempre uma solução para todas as minhas questões.

De seguida, gostaria de agradecer aos meus pais por todo o apoio que sempre me deram para chegar até esta etapa da minha vida.

Agradeço a todos aqueles que de uma forma ou de outra, contribuíram para este trabalho.

Por fim, agradeço às empresas SFS INTEC e LUSOSIDER pelo fornecimento dos parafusos e das chapas galvanizadas.

ANÁLISE NUMÉRICA DE LIGAÇÕES APARAFUSADAS AUTOPERFURANTES DE CHAPAS FINAS A TEMPERATURAS ELEVADAS

por

Rui Paulo Silva Dias

Dissertação submetida para obtenção do grau de Mestre em:

Engenharia Industrial Ramo Engenharia Mecânica

Realizada sob a supervisão de:

Prof. Doutor Luis Mesquita

Resumo

Os elementos estruturais de aço enformados a frio têm sido amplamente utilizados na construção metálica, principalmente devido à sua elevada eficiência estrutural e rapidez de execução. Sendo estes elementos perfis de chapa fina as ligações estruturais são realizadas através de ligações com parafusos autoperfurantes, nas quais as chapas de aço como possuem espessuras entre 0,5 e 3 [mm], a ligação é realizada sem a abertura prévia de furação. Estas ligações possuem mecanismos de rotura que diferem das ligações aparafusadas convencionais. No caso das ligações de chapas de aço finas, a carga de colapso da ligação é geralmente determinada pela resistência ao esmagamento das chapas e apenas em placas mais espessas pela resistência ao corte do parafuso. Esta distinção é ainda mais acentuada no caso de estruturas em situação de incêndio.

Este trabalho apresenta um estudo numérico do comportamento das ligações aparafusadas autoperfurantes de chapas finas de aço formado a frio à temperatura ambiente e temperaturas elevadas. O estudo compreende uma análise paramétrica, considerando: (i) diferentes valores de temperatura; (ii) diferentes classes de aço formados a frio; (iii) efeito de bordo da posição da furação; (iv) e diferentes espessuras de chapa de aço, concretizando 176 ensaios numéricos. O modelo estrutural utilizado nas simulações numéricas, pelo método de elementos finitos, considera análises implícitas e dinâmicas explícitas do comportamento da ligação. As simulações são realizadas no software Ansys® considerando o comportamento não linear geométrico e material, assim como uma formulação Lagrangeana Aumentada para a modelação do contato de atrito entre as superfícies.

Os resultados numéricos são comparados com os obtidos pelo método de cálculo simplificado apresentado no Eurocódigo 3 parte 1.3 e parte 1.2.

O método dinâmico explícito permitiu determinar o valor da carga máxima da ligação ocorrida num deslocamento de referência de 3 [mm]. Este método apresenta-se como sendo o mais adequado para simular e comparar o comportamento das ligações testadas experimentalmente.

O estudo paramétrico alargado, realizado com simulações numéricas baseadas no método implícito, mostram que a resistência da ligação varia com a distância de bordo da furação à extremidade da placa. As simulações realizadas a temperaturas elevadas permitem concluir que o coeficiente de redução da resistência para a temperatura dos parafusos ($k_{b,\theta}$), não é adequado para definir a resistência das ligações a temperaturas elevadas.

Palavras-Chave: *Ligações de chapas finas; Parafusos autoperfurantes; Ligações aparafusadas; Modelo de elementos finitos; Temperaturas elevadas.*

NUMERICAL ANALYSIS OF SELF-DRILLING SCREW CONNECTIONS OF THIN SHEETS AT HIGH TEMPERATURES

by

Rui Paulo Silva Dias

Thesis submitted for the fulfilment of Ms.C degree in:

Industrial Engineering branch Mechanical Engineering

Supervised by:

Prof. Doutor Luis Mesquita

Abstract

Cold-formed steel structural members have been used widely in steel construction, mainly due to its high structural efficiency and constructions times. Because these elements are usually thin sheet profiles the structural connections by self-tapping screws and self-drilling screws are the most used. For the self-drilling screwed connections, considering that the steel sheets range between 0.5 and 3 [mm], the connection is made without the need of opening a hole. These connections behave differently than the conventional bolted connections. In the case of self-drilling screwed connections of thin steel sheets, the joint collapse load is usually determined by the bearing resistance of the plates, and only in thicker plates by the screw shear resistance. This distinction is even more noticeable in the case of structures under fire conditions.

This work presents a numerical study of the behaviour of cold-formed thin steel sheeting screwed connections at room temperature and elevated temperatures. The study comprise a parametric analysis, considering: (i) different elevated temperature values; (ii) cold-formed steel grades; (iii) edge effect of the screw position; (iv) and different steel sheet thicknesses, completing 176 numerical tests. The structural model used in the numerical simulations, by the finite elements method, consider both implicit and explicit dynamics simulations of the connection behaviour. The simulations are performed in the software Ansys® considering geometric and material non-linear analysis and an Augmented Lagrange Formulation to model the frictional contact between surfaces.

The numerical results are compared with the simplified calculation method presented in the European standards.

The numerical results are compared with those obtained by the simplified calculation method presented in Eurocode 3 part 1.3 and part 1.2.

The explicit dynamic method allowed to determine the connection maximum resistance occurred at a reference displacement of 3 [mm]. This method is presented as being the most suitable to simulate and compare the behavior of the experimental tests.

An extended parametric study is performed with numerical simulations based on the implicit method. The results show that the connections strength varies with the edge distance from the hole to the plate end. The simulations carried out at elevated temperatures show that the strength reduction factor for bolts, presented in the Eurocode 3 part 1.2 (k_b, θ) is not adequate to determine the design bearing and shear resistance at elevated temperatures.

Keywords: Thin sheet connections; Self-drilling screws; Screwed connections; Finite element modelling; Elevated temperatures.

Índice

AGRADECIMENTOS	I
RESUMO	III
ABSTRACT	V
ÍNDICE	VII
LISTA DE FIGURAS	IX
LISTA DE TABELAS	XIII
NOMENCLATURA	XV
CAPÍTULO 1: INTRODUÇÃO	1
1.1 INTRODUÇÃO.....	1
1.2 APLICAÇÕES EM ESTRUTURAS DE AÇO LEVE.....	2
1.3 ORGANIZAÇÃO DA TESE.....	4
CAPÍTULO 2: ESTADO DA ARTE	5
2.1 INTRODUÇÃO.....	5
2.2 CARATERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO DO AÇO.....	5
2.3 CARATERIZAÇÃO DAS LIGAÇÕES.....	6
CAPÍTULO 3: CARATERIZAÇÃO DAS PROPRIEDADES TÉRMICAS E MECÂNICAS À TEMPERATURA AMBIENTE E A TEMPERATURAS ELEVADAS	9
3.1 INTRODUÇÃO.....	9
3.2 CARACTERIZAÇÃO DA AÇÃO TÉRMICA E MECANISMOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR.....	10
3.2.1 <i>Mecanismos de transferência de calor</i>	10
3.3 VARIAÇÃO DAS PROPRIEDADES TÉRMICAS COM A TEMPERATURA.....	12
3.3.1 <i>Calor específico</i>	12
3.3.2 <i>Condutividade térmica</i>	13
3.4 VARIAÇÃO DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS COM A TEMPERATURA.....	14
3.4.1 <i>Coefficiente de dilatação térmica</i>	17
3.4.2 <i>Tensão de cedência</i>	18
3.4.3 <i>Módulo de elasticidade</i>	21
CAPÍTULO 4: MÉTODOS SIMPLIFICADOS DE VERIFICAÇÃO DE SEGURANÇA DAS LIGAÇÕES APARAFUSADAS	23
4.1 INTRODUÇÃO.....	23
4.2 VERIFICAÇÃO DE SEGURANÇA DE LIGAÇÕES APARAFUSADAS.....	23

4.3	VERIFICAÇÃO DE SEGURANÇA DE LIGAÇÕES APARAFUSADAS AUTOPERFURANTES	27	
4.4	VERIFICAÇÃO DE SEGURANÇA DE LIGAÇÕES APARAFUSADAS A TEMPERATURAS ELEVADAS	28	
CAPÍTULO 5: MODELO NUMÉRICO DE AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS			
LIGAÇÕES APARAFUSADAS			31
5.1	INTRODUÇÃO.....	31	
5.2	DESCRIÇÃO DO MODELO DOS ELEMENTOS FINITOS.....	34	
5.3	ANÁLISE DAS LIGAÇÕES APARAFUSADAS ATRAVÉS DE SIMULAÇÕES NUMÉRICAS IMPLÍCITAS	38	
5.3.1	<i>Análise de convergência da malha</i>	<i>39</i>	
5.3.2	<i>Comparação do modelo geométrico real com o modelo simplificado.....</i>	<i>40</i>	
5.4	ANÁLISE DAS LIGAÇÕES APARAFUSADAS ATRAVÉS DE SIMULAÇÕES NUMÉRICAS EXPLÍCITAS	41	
5.5	ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DAS LIGAÇÕES APARAFUSADAS AUTOPERFURANTES	42	
5.5.1	<i>Comparação dos resultados numéricos com os resultados experimentais.....</i>	<i>44</i>	
5.5.2	<i>Influência da espessura das chapas na resistência da ligação.....</i>	<i>48</i>	
5.5.3	<i>Influência do efeito de bordo na resistência da ligação.....</i>	<i>53</i>	
5.5.4	<i>Influência da classe do aço na resistência da ligação.....</i>	<i>57</i>	
5.5.5	<i>Influência da temperatura na resistência da ligação</i>	<i>61</i>	
CAPÍTULO 6: CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS.....			71
6.1	CONCLUSÕES GERAIS	71	
6.2	LINHAS FUTURAS DE INVESTIGAÇÃO	72	
REFERÊNCIAS.....			75
ANEXOS.....			79
A1.	COMUNICAÇÕES APRESENTADAS EM ENCONTROS CIENTÍFICOS NACIONAIS E INTERNACIONAIS	80	
A2.	REPRESENTAÇÃO DA TENSÃO EQUIVALENTE DE VON-MISES PARA COMBINAÇÕES DE CHAPAS		
	0.5+0.5 E 2+2 [MM], COM A DISTÂNCIA E1 DE 10 [MM], PARA DUAS CLASSES DE AÇO A VÁRIAS		
	TEMPERATURAS.	81	

Lista de figuras

Figura 1 - Utilização de parafusos autoperfurantes nos perfis enformados a frio, [1].	1
Figura 2 - Estrutura em LSF de uma habitação com cerca 400 [m ²] e dois pisos, [2].	2
Figura 3 - Vista interior da estrutura metálica com travessas inclinadas e pormenor do nó de ligação de cobertura, [2].	3
Figura 4 - Calor específico em função da temperatura.....	12
Figura 5 - Condutividade térmica em função da temperatura.	13
Figura 6 - Fases da relação tensão-deformação, com e sem endurecimento.....	14
Figura 7 - Variação do coeficiente de dilatação térmica com a temperatura.	18
Figura 8 - Fator de redução da tensão de cedência para aços.....	19
Figura 9 - Fatores de redução do aço carbono para o cálculo das secções da Classe 4 a temperaturas elevadas.	20
Figura 10 - Factor de redução do módulo de elasticidade.	21
Figura 11 - Representação da distância do centro do furo à extremidade adjacente, na direção do esforço e na direção perpendicular.	26
Figura 12 - Resistência ao esmagamento, de acordo com o EC3 parte 1-3 para diferentes espessuras de chapas.....	28
Figura 13 - Variação gráfica do k_b, θ com a temperatura.	29
Figura 14 - Geometria dos provetes utilizada nas simulações numéricas, com um comprimento de referência de 150 [mm].	34
Figura 15 - Curvas de tensão-deformação verdadeiras para várias temperaturas.	35
Figura 16 - Curvas de tensão verdadeira versus deformação plástica verdadeira com endurecimento até 400 [°C] para várias temperaturas.	36
Figura 17 - Curvas de tensão-deformação do material do parafuso para várias temperaturas.....	36

Figura 18 - Geometria do elemento SOLID186 e SOLID187 tipo piramidal.....	37
Figura 19 - Geometria dos elementos TARGE170 e CONTA174.....	38
Figura 20 - Modelo geométrico utilizado nas simulações numéricas e representação das superfícies de contacto.	39
Figura 21 - Discretização do modelo para uma combinação de chapas 2+2 [mm] e uma distância $e_1=20$ [mm]......	40
Figura 22 - Modelo geométrico simplificado para uma combinação de chapas de 2+1 com uma distância $e_1=20$ [mm] e representação da malha utilizada.	41
Figura 23 - Modos de rotura: a) Modo de rotura por corte, b) Modo de rotura esmagamento, c) Modo de rotura por arrancamento e rotação do parafuso.....	43
Figura 24 - Resultados experimentais para a classe de aço S250 e S280, para várias temperaturas, [22].....	44
Figura 25 - Resultados experimentais para a classe de aço S320 e S350, para várias temperaturas, [22].....	44
Figura 26 - Definição do limite da resistência da ligação, segundo o documento técnico da ECCS, [19].....	45
Figura 27 - Curva de tensão-deformação do aço SGD350 com tensão de cedência real de 353.5 [MPa] para várias temperaturas.....	45
Figura 28 - Representação da tensão equivalente de von-Mises para uma combinação de chapas 1+1 [mm], com uma distância e_1 de 20 [mm] e para um aço SGD350, à temperatura ambiente.	47
Figura 29 - Representação da tensão equivalente de von-Mises para uma combinação de chapas 0.5+0.5 [mm], com uma distância e_1 de 20 [mm] e para um aço SGD320, à temperatura ambiente.	47
Figura 30 - Representação da tensão equivalente de von-Mises para uma combinação de chapas 1+0.5 [mm], com uma distância e_1 de 20 [mm] e para um aço SGD280, à temperatura ambiente.	48
Figura 31 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e_1 de 20 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.	49
Figura 32 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+1 [mm], com distância e_1 de 20 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.	50
Figura 33 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e_1 de 20 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.	50

Figura 34 - Rácio entre a carga de colapso e a força de esmagamento calculada através do EC3 - 1.3 [16], para diferentes distâncias e1, para a classe SGD350.....	52
Figura 35 - Rácio entre a carga de colapso e a força de esmagamento calculada através do EC3 - 1.3 [16], para diferentes distâncias e1, para a classe SGD280.....	52
Figura 36 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combina�o 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 � temperatura ambiente.	55
Figura 37 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combina�o 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD350 � temperatura ambiente.	55
Figura 38 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combina�o 2+1 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 � temperatura ambiente.	55
Figura 39 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combina�o 2+1 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD350 � temperatura ambiente.	55
Figura 40 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combina�o 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 � temperatura ambiente.	56
Figura 41 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combina�o 2+2 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD350 � temperatura ambiente.	56
Figura 42 - Carga de colapso para diferentes distâncias e1, para a classe SGD280 e SGD350.	56
Figura 43 - Influência da classe do aço na resistência da liga�o. Compara�o dos resultados numéricos com os do EC3 - 1.3.	59
Figura 44 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combina�o 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD350 � temperatura ambiente.	59
Figura 45 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combina�o 2+2 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD350 � temperatura ambiente.	60
Figura 46 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combina�o 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD320 � temperatura ambiente.	60
Figura 47 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combina�o 2+2 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD320 � temperatura ambiente.	60

Figura 48 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD280 à temperatura ambiente.	60
Figura 49 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD280 à temperatura ambiente.	61
Figura 50 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 500 [°C].....	62
Figura 51 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 600 [°C].....	62
Figura 52 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 500 [°C].....	62
Figura 53 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 600 [°C].....	63
Figura 54 - Influência da temperatura na carga de colapso a 500 e 600 [°C] para várias combinações de chapas para o aço SGD350.	65
Figura 55 - Influência da temperatura na carga de colapso a 500 e 600 [°C] para várias combinações de chapas, com uma classe de material SGD280.	65
Figura 56 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 800 [°C].....	66
Figura 57 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 800 [°C].....	66
Figura 58 - Comparação do k_b numérico com o k_b proposto pelo EC3 1-2 para uma combinação de chapas 0.5+0.5 e classe do aço SGD350.	68
Figura 59 - Comparação do k_b numérico com o k_b proposto pelo EC3 1-2 para uma combinação de chapas 2+2 e classe do aço SGD350.....	69
Figura 60 - Comparação do k_b numérico com o k_b proposto pelo EC3 1-2 para uma combinação de chapas 0.5+0.5 e classe do aço SGD280.....	69
Figura 61 - Comparação do k_b numérico com o k_b proposto pelo EC3 1-2 para uma combinação de chapas 2+2 e classe do aço SGD280.....	70

Lista de tabelas

Tabela 1 - Valores do coeficiente de redução da tensão de cedência, [14].	18
Tabela 2 - Fatores de redução do aço carbono para o cálculo das secções da Classe 4 a temperaturas elevadas, [14].	20
Tabela 3 - Valores do coeficiente de redução do módulo de elasticidade, [14].	22
Tabela 4 - Valores padrão da tensão de cedência, tensão de rotura à tração e respetiva classe.	24
Tabela 5 - Fatores de redução da resistência para parafusos, [14].	29
Tabela 6: Análise de convergência da malha do modelo.	39
Tabela 7 - Resultados obtidos numericamente pelo método explícito e comparação com os resultados experimentais.	46
Tabela 8 - Influência da espessura das chapas na resistência da ligação à temperatura ambiente.	51
Tabela 9 - Influência do efeito de bordo na resistência da ligação à temperatura ambiente.	54
Tabela 10 - Influência da classe de resistência do aço das chapas na resistência da ligação à temperatura ambiente.	58
Tabela 11 - Influência da temperatura na carga de colapso a 500 e 600 [°C] para várias combinações de chapas para o aço SGD280 e SGD350.	64
Tabela 12 - Influência da temperatura na resistência da ligação a temperaturas elevadas para o aço SGD280 e SGD350.	67

Nomenclatura

Letras maiúsculas do alfabeto Latino

A	Área da secção resistente do parafuso
C_a	Calor específico
E_a	Módulo de Elasticidade
$E_{a,\theta}$	Módulo de Elasticidade para a temperatura θ
$F_{b,Ed}$	Valor de cálculo da resistência ao esforço transversal do parafuso
$F_{b,Rd}$	Valor de cálculo da resistência ao esmagamento por parafuso
$F_{v,Ed}$	Valor de cálculo da resistência ao esforço transversal por parafuso no estado limite último
$F_{v,Rd}$	Valor de cálculo da resistência ao esforço transversal por parafuso
$F_{v,Rk}$	Valor característico da resistência ao corte para o parafuso autoprefurante dado pela ETA
$F_{n,Rd}$	Valor de resistência da secção para o tipo de fixação
$K_{y,\theta}$	Fator de redução da tensão de cedência à temperatura θ
$K_{E,\theta}$	Fator de redução para o módulo de elasticidade à temperatura θ
$K_{u,\theta}$	Fator de redução para a tensão de rotura dos parafusos autoprefurantes à temperatura θ
$X_{fi,d}$	Valor de cálculo da propriedade em situação de incêndio
X_k	Valor característico da propriedade mecânica à temperatura ambiente
$X_{k,\theta}$	Valor característico das propriedades em situação de incêndio, função da temperatura

Letras minúsculas do alfabeto latino

d	Diâmetro nominal do parafuso
d_0	Diâmetro nominal do furo
e_2	Distância para qualquer das peças da ligação, entre o centro do furo (furo de um parafuso) e o bordo adjacente, medido na direção da transmissão do esforço
e_2	Distância para qualquer das peças da ligação, entre o centro do furo (furo de um parafuso) e o bordo adjacente, medido na direção perpendicular à transmissão do esforço
f_u	Tensão última
f_{ub}	Tensão última do parafuso
f_y	Tensão de cedência
$f_{y,\theta}$	Tensão de cedência à temperatura θ
f_{yb}	Tensão de cedência do parafuso
$f_{p,\theta}$	Tensão limite de proporcionalidade à temperatura θ
k_1	Fator que representa a resistência na direção perpendicular à transmissão dos esforços
k_θ	Fator de redução do valor da propriedade mecânica em função da temperatura
$k_{b,\theta}$	Fator de redução da resistência para os parafusos em função da temperatura
t	Espessura da chapa mais fina
t_1	Espessura da chapa mais espessa

Letras maiúsculas do alfabeto grego

θ_a	Temperatura do aço
------------	--------------------

Letras minúsculas do alfabeto grego

α_b	Fator de resistência ao esmagamento
α_c	Coefficiente de transferência de calor por convecção
α_v	Fator alusivo da classe
γ_{M2}	Coefficiente parcial de segurança para os parafusos
$\gamma_{M,fi}$	Fator parcial de segurança para a propriedade do material em causa na situação de incêndio
λ_a	Varição da condutividade térmica
ε	Deformação
$\varepsilon_{t,\theta}$	Deformação limite do aço para a tensão de cedência à temperatura θ
$\varepsilon_{u,\theta}$	Deformação última do aço, para a temperatura θ
$\varepsilon_{y,\theta}$	Deformação de cedência do aço, à temperatura θ
$\sigma_{a,\theta}$	Tensão no aço para a temperatura θ

Capítulo 1: Introdução

1.1 Introdução

A aplicação de perfis estruturais de aço enformados a frio na construção metálica, nomeadamente construção de edifícios, tem um conjunto de vantagens das quais se destacam a elevada eficiência estrutural, com uma elevada relação resistência estrutural/peso, a possibilidade de criação rápida de formas variadas e adaptadas às necessidades, assim como a economia no transporte e a elevada rapidez de execução da obra.

Nos últimos anos a crescente exigência dos parâmetros de segurança, refletidos nas diversas normas de dimensionamento, impulsionou o estudo do comportamento dos materiais em condições extremas, nomeadamente em condições de temperaturas elevadas como as provenientes da ação de incêndios. Tratando-se de chapas finas, com espessuras que normalmente variam entre 0.5 e 3 [mm], as ligações aparafusadas destes elementos são realizadas com parafusos autoperfurantes, sem necessidade de uma abertura prévia de um furo, como é apresentado na Figura 1.



Figura 1 - Utilização de parafusos autoperfurantes nos perfis enformados a frio, [1].

A especificidade da tipologia destas ligações origina um comportamento distinto em relação às ligações aparafusadas convencionais. No caso das ligações autoperfurantes a resistência da ligação é normalmente determinada pela resistência ao esmagamento das chapas e só em alguns casos de ligações de chapas mais espessas pela resistência ao corte do parafuso. Esta distinção é ainda mais acentuada no caso de estas ligações serem sujeitas a temperaturas elevadas. A taxa de aquecimento das chapas finas é superior à taxa de aquecimento dos parafusos, por em geral possuir uma massividade superior. Assim, com o aumento de temperatura, a diminuição da resistência ao esmagamento das chapas é superior ao da diminuição da resistência ao corte do parafuso, havendo uma inversão do modo de rotura em relação ao que ocorre à temperatura ambiente.

1.2 Aplicações em estruturas de aço leve

A construção de estruturas em aço leve, do inglês “*Light Steel Framing*” (LSF), tem a origem da sua designação no facto dos elementos estruturais serem fabricados a partir de chapa de aço dobrada que, por ser fina, confere à estrutura de aço um aspeto leve. Embora a aparência possa sugerir o contrário devido ao grande número de elementos estruturais, constata-se na prática que uma estrutura em LSF tem um peso final inferior às soluções em betão ou em alvenaria, [2].



Figura 2 - Estrutura em LSF de uma habitação com cerca 400 [m²] e dois pisos, [2].

Na última década, o mercado da construção de estruturas de aço enformado a frio tem vindo a crescer sustentadamente e, hoje em dia, estabelece-se como uma alternativa credível e eficiente relativamente a outras soluções construtivas. O mérito desta evolução deve-se às suas características específicas e diferenciadoras em relação a soluções tradicionais, como a construção em betão, alvenaria e madeira. A construção em LSF está frequentemente associada a períodos de execução mais reduzidos, uma boa eficiência térmica e acústica, e um superior desempenho ambiental, entre outros fatores, [2].

Reconhecido o custo elevado do aço relativamente a outros materiais estruturais, é natural que qualquer solução que permita reduzir o peso de aço constituirá sempre uma solução metálica económica. A ideia subjacente ao “aço leve” está na dobragem a frio (*cold-formed*) de chapas de aço com espessura reduzida. Excetuando a produção da própria chapa de aço, todas as operações de fabrico e montagem dos perfis se realizam à temperatura ambiente. Para valores dos esforços resistentes da mesma ordem de grandeza, os perfis de chapa dobrada utilizados na construção LSF são bastante mais leves que os perfis de aço tradicionais laminados a quente (I, H, T, U, L), [2].



Figura 3 - Vista interior da estrutura metálica com travessas inclinadas e pormenor do nó de ligação de cobertura, [2].

1.3 Organização da tese

A tese encontra-se dividida em seis capítulos, sendo feita uma abordagem ao tema da tese no capítulo 1.

No capítulo 2 é feita uma breve referência ao comportamento de estruturas em aço leve submetidas à ação do fogo, relativamente a estudos experimentais e numéricos realizados por vários autores.

No capítulo 3 é feita a caracterização das propriedades térmicas e mecânicas do aço à temperatura ambiente e a temperaturas elevadas. Apresentam-se também uma descrição dos mecanismos de transferência de calor, os respetivos processos (condução, convecção e radiação).

No capítulo 4 são apresentados os métodos simplificados de verificação de segurança das ligações aparafusadas. É apresentado o método para dimensionamento de ligações aparafusada presente no Eurocódigo 3 parte 1-8 onde se classifica o tipo de ligação e a classe dos parafusos. Apresentam-se também regras adicionais de verificação de segurança para ligações aparafusadas aplicadas a chapas finas segundo a parte 1-3 do Eurocódigo 3. Por fim é também apresentada a metodologia de cálculo, utilizada na verificação de segurança de ligações aparafusadas a temperaturas elevadas presente no anexo D do Eurocódigo 3 parte 1-2.

No capítulo 5 é apresentado o estudo numérico realizado para as ligações aparafusadas através da utilização do programa de elementos finitos Ansys. O estudo numérico tem por base dois métodos: método implícito e método dinâmico explícito. É feita uma análise paramétrica, considerando diferentes valores de temperatura, diferentes classes de chapa de aço, efeito de bordo da posição da furação e diferentes espessuras de chapa de aço.

No capítulo 6 são apresentadas as conclusões finais sobre todo o estudo desenvolvido e ainda algumas sugestões para linhas futuras de investigação.

Capítulo 2: Estado da arte

2.1 Introdução

Com o aparecimento de novas tecnologias informáticas para a realização de simulações numéricas, tem surgido novos estudos nas diversas áreas de engenharia. No campo da engenharia estrutural, os resultados da simulação de elementos finitos podem fornecer informações detalhadas sobre as deformações e a distribuição de tensões nas estruturas. Tal informação não é facilmente obtida a partir de ensaios experimentais e, portanto, a investigação numérica pode ser utilizada para obter dados adicionais para melhor compreensão. Além disso, estudos paramétricos sobre os modelos de elementos finitos podem ser realizados para melhorar a eficiência do projeto estrutural. Nos últimos anos, o avanço na formulação de elementos finitos produziu algoritmos capazes de trabalhar com grandes deformações e plasticidade.

2.2 Caracterização do comportamento do aço

Kankanamge e Mahendran, [3], realizaram uma análise detalhada sobre todas as propriedades mecânicas do aço enformado a frio a temperatura elevadas, para mostrar a variação das propriedades mecânicas do aço com o aumento da temperatura. Verificaram que o aço enformado a frio apresenta uma perda de resistência mais acentuada do que o aço laminado a quente quando submetidos a temperaturas elevadas.

Lee et al, [4], apresentaram um estudo efetuado com provetes de aço enformado a frio com espessuras inferiores a 1 [mm] sujeitos a temperaturas elevadas. Os resultados dos testes permitiram concluir que os fatores de redução apresentados pelas normas para aços laminados a quente não são representativos dos valores obtidos em chapas finas de aço enformado a frio.

Os autores Knobloch et al, [5], analisaram a influência da temperatura focando-se no nível de velocidade de deformação como fator importante no comportamento do material a temperaturas elevadas, verificando também os fatores de redução fornecidos pelas normas Europeias e Americanas. Concluíram que a taxa de deformação tem um efeito acentuado sobre a resposta de tensão-deformação. Por fim demonstraram que os fatores de redução obtidos pelas normas não refletem a duração de um incêndio e são ligeiramente mais elevados do que os resultados observados nos ensaios.

2.3 Caracterização das ligações

Lu et al, [6], realizaram um estudo de ligações aparafusadas, a elevadas temperaturas, de coberturas em chapa fina, aparafusados diretamente aos perfis enformados a frio. Este estudo quantifica a força de esmagamento da chapa, a força de atrito entre as duas chapas e entre as chapas e o parafuso, e ainda a força de esmagamento pela inclinação da chapa. Para a realização dos ensaios recorreram ao método dos elementos finitos através do *software* Abaqus. No modelo são usadas chapas com espessuras compreendidas entre 0.8 [mm], da chapa fina da cobertura e 5 [mm] correspondente à espessura do banzo do perfil. O modelo considera ainda o comportamento não linear do material e da geometria. É considerada uma malha de 0.25 [mm] e o parafuso é apenas modelado por 3 segmentos para simular a rosca do parafuso. Estes são aparafusados de modo a que a cabeça do parafuso fique do lado da chapa mais fina para favorecer a ligação. Os ensaios foram realizados à temperatura ambiente, 200, 400 e 600 [°C], com a aplicação de uma carga de 1 [kN/min] e uma velocidade de 1 [mm/min]. A resistência máxima da ligação é definida para um deslocamento de 3 [mm]. Após a realização dos ensaios, os autores identificaram dois modos de rotura dos provetes: i) rotura por esmagamento da chapa e ii) rotura por corte do parafuso.

Utilizando o *software* ANSYS Chung e Ip, [7], estudaram ligações aparafusadas em chapas finas de aço através do método dos elementos finitos. Numa primeira fase, realizaram ensaios experimentais para obter a curva de tensão/deformação do material em estudo. Numericamente a geometria foi modelada com o elemento finito “SOLID45”, considerando a não linearidade geométrica e material. Para uma melhor análise do comportamento da furação, utilizaram uma malha mais refinada na região do furo. Para representar o atrito entre as chapas foi considerado um coeficiente de atrito igual a 0.2. Os resultados mostraram que a curva de tensão/deformação obtida e incorporada no modelo numérico é representativa da tensão e compressão do material. Os deslocamentos até 3 [mm] são semelhantes aos valores

obtidos nos ensaios experimentais. Concluíram que 40% das tensões encontram-se próximas dos orifícios e 20% provêm da força de atrito entre as chapas.

O trabalho publicado em 2011 por Shu Yan e Ben Young [8] apresenta o comportamento de ligações aparafusadas a elevadas temperaturas, através de testes experimentais realizados em regime estacionário. Os autores consideraram três espessuras diferentes para as chapas: 0.42 [mm], 1.20 [mm] e 1.90 [mm]. O objetivo do estudo foi a análise do modo de falha e posterior comparação com as normas Europeias e Americanas (Eurocódigo 3 e AISI S100). Foram realizados ensaios a 22, 150, 300 e 380, 450, 600, 750 e 900 [°C], considerado a espessura das chapas, a dimensão dos parafusos e a sua disposição. Os resultados obtidos mostraram que os modos de falha ocorridos são: por esmagamento da chapa, corte do parafuso, falha do material e inclinação do parafuso. Estes resultados são comparados com as normas acima mencionadas, mostrando estar dentro das previsões de segurança. De referir que, o Eurocódigo 3, requer que a cabeça do parafuso seja do lado da chapa mais fina, favorecendo assim a resistência da ligação.

Adicionalmente os mesmos autores realizaram um estudo equivalente mas em regime transiente, comparando o comportamento das ligações com os resultados obtidos em regime estacionário. Os resultados relativos aos modos de falha são equivalentes. Apenas se verificou uma redução da resistência a temperaturas elevadas, [9].

Capítulo 3: Caracterização das propriedades térmicas e mecânicas à temperatura ambiente e a temperaturas elevadas

3.1 Introdução

Na modelação numérica do comportamento de estruturas sob a ação do fogo, as propriedades térmicas e mecânicas do aço bem como as suas leis constitutivas apresentam uma influência muito grande nos resultados. Assim, uma modelação com uma malha mais ou menos refinada numericamente, só será válida utilizando modelos e propriedades mais próximas da realidade possíveis, [10].

O aço ao ser submetido a um aumento de temperatura apresenta uma perda progressiva da sua rigidez devido em parte à diminuição do módulo de elasticidade. Por outro lado, numa análise global, o aumento de temperatura introduz dilatações térmicas mais ou menos constrangidas pelos elementos adjacentes. Estes constrangimentos criam tensões adicionais, equivalentes a um aumento das solicitações exteriores.

No âmbito de uma estrutura real verifica-se uma interação complexa entre os fenómenos relacionados com a evolução de temperaturas. Sempre que a temperatura suba acima dos 450 [°C] pode ser necessário ter em consideração as deformações induzidas pela fluência do material, [10].

O método de dimensionamento recomendado pelo Eurocódigo 3 Parte 1.2, em situação de incêndio é semelhante ao utilizado à temperatura ambiente. Contudo, a capacidade de carga é modificada, sendo utilizados fatores de redução do módulo de elasticidade e da tensão de cedência do aço, para contabilizar a perda de resistência a temperaturas elevadas.

As propriedades térmicas e mecânicas do aço são apresentadas no Eurocódigo 3 parte 1.2 e no Eurocódigo 3 parte 1.1, sendo consideradas como valores característicos.

Todas as propriedades consideradas neste trabalho terão como referência as propostas pelos Eurocódigos.

3.2 Caracterização da ação térmica e mecanismos de transferência de calor

Os parâmetros que governam o comportamento de um incêndio são complexos. Um dos fatores que mais influencia o comportamento de um incêndio é o tipo de combustível existente no compartimento, assim como a sua dimensão e ventilação do espaço. Estes fatores definem a densidade de carga de incêndio, $q_{f,k}$.

O cálculo estrutural ao fogo deve contemplar, para além das ações mecânicas, as ações térmicas que determinam a evolução da temperatura nos elementos estruturais.

3.2.1 Mecanismos de transferência de calor

A densidade de fluxo de calor efetivo é determinada de acordo com o Eurocódigo 1, parte 1-2, [11], através de:

$$\dot{h}_{net,d} = \dot{h}_{net,r} + \dot{h}_{net,c} \quad [W / m^2] \quad (1)$$

3.2.1.1 Transferência de calor por convecção

A convecção surge da mistura de fluidos, líquidos ou gasosos, que se encontram a temperaturas distintas, resultando diferentes densidades. Usualmente em situação de incêndio, a transferência de calor por convecção envolve gases quentes do incêndio que passam por um elemento estrutural inicialmente frio, transferindo calor ou energia. A taxa de aquecimento depende da velocidade do fluido à superfície do objeto, propriedades térmicas do fluido e do sólido, bem como da temperatura do sólido, [12]. A fórmula geral de transferência de calor por convecção é dada por:

$$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c (\theta_g - \theta_m) \quad [W / m^2] \quad (2)$$

α_c é o coeficiente de transmissão de calor por convecção e pode ser obtido pelos princípios de transferência de calor, utilizando as propriedades do fluido e a geometria do sólido.

3.2.1.2 Transferência de calor por radiação

A radiação é a forma de transferência de calor mais significativa, para temperaturas superiores a 400 [°C], porque a energia transferida entre corpos está relacionada com a potência de grau quatro da temperatura. A radiação transfere energia através de ondas eletromagnéticas que são absorvidas por qualquer corpo que consiga “ver” o corpo emissor. Este fluxo de calor é dado por:

$$\dot{h}_{net,r} = \Phi \varepsilon_f \varepsilon_m 5.67 \times 10^{-8} \left[(\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4 \right] \quad \left[W/m^2 \right] \quad (3)$$

em que Φ é o fator de forma, que deve assumir o valor unitário, ε_m é a emissividade do elemento, de valor igual a 0.7 para aços ao carbono e betão e 0.4 para os aços inoxidáveis, ε_f é a emissividade do compartimento de incêndio, considerada como $\varepsilon_f = 1$.

A temperatura θ_r representa o valor da temperatura de radiação na vizinhança do elemento, podendo considerar-se igual a θ_g , enquanto que θ_m representa a temperatura na superfície do elemento. O valor $5.67 \times 10^{-8} [W/m^2 K^4]$ corresponde à constante de Stefan Boltzmann.

3.2.1.3 Transferência de calor por condução

A forma de transferência de calor por condução envolve a interacção entre um ou mais materiais, contacto físico de superfícies. Este modo de transferência é importante no caso do estudo dos gradientes de temperatura na secção reta de um elemento sem protecção térmica, exposto ao fogo. Para perfis com protecção ao fogo, por exemplo tintas intumescentes ou placas de protecção, a condução é o modo de transferência de calor mais importante, já que o aço não se encontra exposto à radiação do fogo ou em contacto com os seus gases.

Pela primeira lei da termodinâmica e pela Lei de Fourier, a condução de calor no elemento é representada por:

$$\nabla^2 T(x, y, t) = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T(x, y, t)}{\partial t} \quad (4)$$

onde α é a difusividade térmica ($= k / \rho c_p$) ($[m^2/s]$), em que c_p é o calor específico do material ($[J / kgK]$) e k a condutividade do material ($[W / mK]$).

3.3 Variação das propriedades térmicas com a temperatura

3.3.1 Calor específico

O significado desta propriedade representa a capacidade para armazenar calor ou a quantidade de energia necessária para elevar em um grau um quilograma de aço. O calor específico é das propriedades térmicas do aço cuja variação com a temperatura é mais acentuada. Segundo o Eurocódigo 3 Parte 1.2, a variação com a temperatura é dada pelas seguintes equações:

$$C_a = 425 + 0.773\theta_a - 1.69 \times 10^{-3}\theta_a^2 + 2.22 \times 10^{-6}\theta_a^3 \quad 20 \leq \theta_a < 600^\circ C \quad (5)$$

$$C_a = 666 + \frac{13002}{(738 - \theta_a)} \quad 600 \leq \theta_a < 735^\circ C \quad (6)$$

$$C_a = 545 + \frac{17820}{(\theta_a - 731)} \quad 735 \leq \theta_a < 900^\circ C \quad (7)$$

$$C_a = 650 \quad 900 \leq \theta_a < 1200^\circ C \quad (8)$$

em que θ_a a representa a temperatura do aço.

A variação gráfica é apresentada na Figura 4.

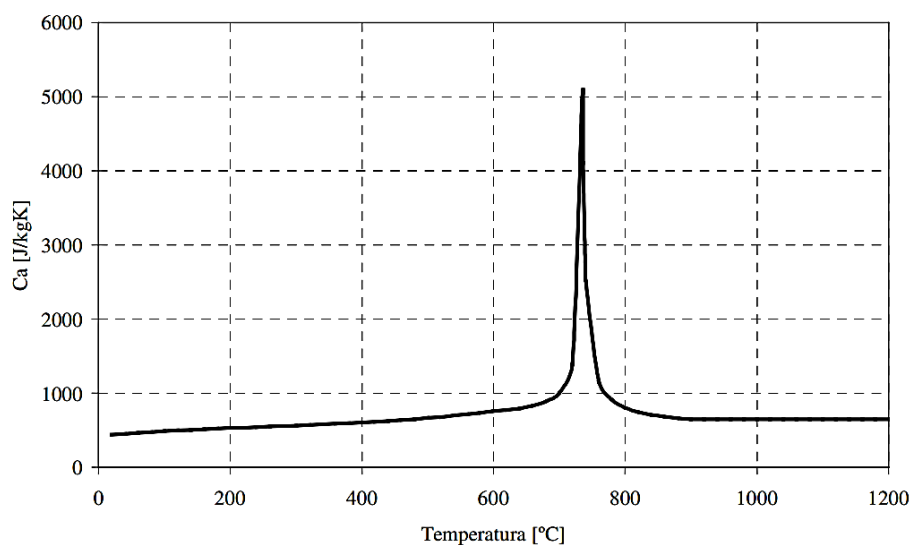


Figura 4 - Calor específico em função da temperatura.

A descontinuidade que se verifica para temperaturas próximas de 735 [°C] corresponde à mudança de fase do aço, de ferrite para austenite. O aumento do calor específico está associado ao calor latente existente durante esta transformação.

3.3.2 Condutividade térmica

A condutividade térmica varia ligeiramente com o tipo de aço e diminui com o aumento da temperatura. Segundo o Eurocódigo 3 Parte 1.2 deve ser contabilizada a variação da condutividade térmica, λ_a , em função da temperatura do aço, θ_a , conforme apresentado na equação (9).

$$\begin{aligned} \lambda_a &= 54 - 0.0333\theta_a & 20^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 800^\circ\text{C} \\ \lambda_a &= 27.3 & 800^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C} \end{aligned} \quad (9)$$

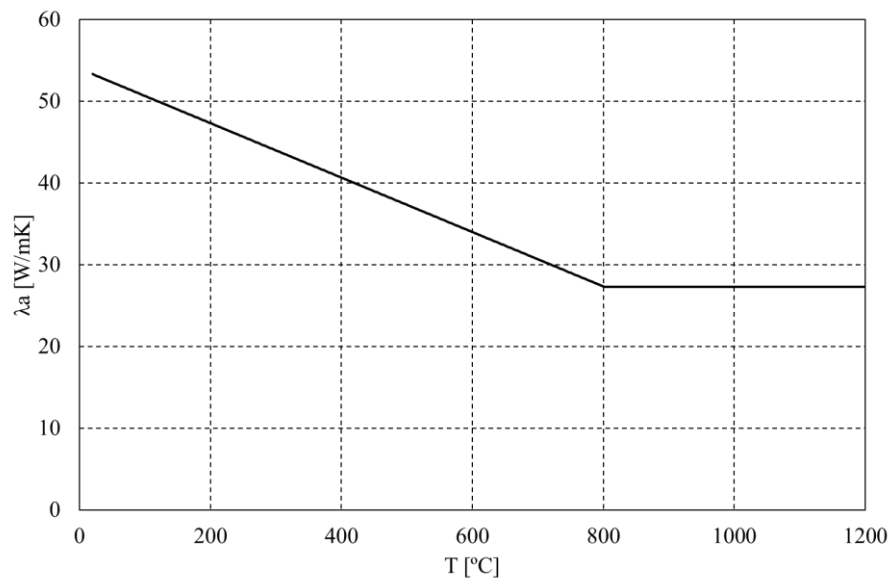


Figura 5 - Condutividade térmica em função da temperatura.

No trabalho numérico apresentado, a condutividade não assume um papel relevante, sendo assumida uma distribuição da temperatura constante na espessura dos elementos finitos.

3.4 Variação das propriedades mecânicas com a temperatura

As propriedades mecânicas são os parâmetros mais importantes não só para o dimensionamento estrutural, mas também para a modelação numérica de elementos estruturais de parede fina. Como as propriedades mecânicas são substancialmente afetadas pela temperatura, deve ser dada uma especial atenção a partir de temperaturas de 95 [°C] [13].

A curva tensão-deformação preconizada pelo Eurocódigo 3 para temperaturas elevadas é a apresentada na Figura 6, podendo ser dividida em quatro ou cinco fases.

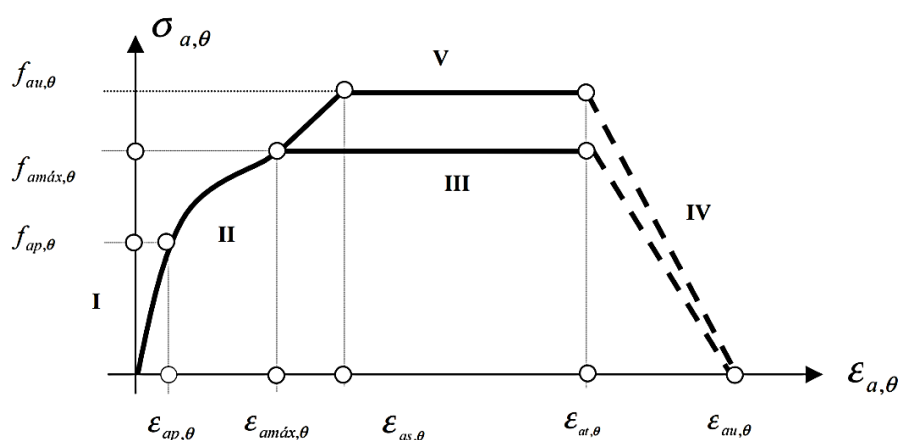


Figura 6 - Fases da relação tensão-deformação, com e sem endurecimento.

A fase I representa a proporcionalidade entre σ e ε , caracterizada pelo valor $f_{ap,\theta}$, tensão limite de proporcionalidade à temperatura θ e pelo valor E_θ que representa o módulo de elasticidade, correspondente à inclinação do segmento de reta desta fase. A relação tensão deformação é expressa através da lei de Hook, pela equação seguinte.

$$\sigma_{a,\theta} = E_{a,\theta} \times \varepsilon_{a,\theta} \quad (10)$$

A fase II, caracterizada pelo início da cedência do material, zona de transição, é formalmente parametrizada por $f_{amáx,\theta}$, tensão de cedência. A relação tensão deformação nesta zona da curva é dada pela expressão que se segue.

$$\sigma_{a,\theta} = \frac{b}{a} \sqrt{a^2 - (\varepsilon_{amáx,\theta} - \varepsilon_{a,\theta})^2 + f_{ap,\theta} - c} \quad (11)$$

Os valores dos parâmetros a, b, c são representados pelas funções das expressões:

$$a^2 = \frac{E_{a,\theta}(\varepsilon_{a\text{ máx},\theta} - \varepsilon_{ap,\theta})^2 + c(\varepsilon_{a\text{ máx},\theta} - \varepsilon_{ap,\theta})}{E_{a,\theta}} \quad (12)$$

$$b^2 = \frac{E_{a,\theta}(\varepsilon_{a\text{ máx},\theta} - \varepsilon_{ap,\theta})c + c^2}{E_{a,\theta}} \quad (13)$$

$$c = \frac{(f_{a\text{ máx},\theta} - f_{ap,\theta})^2}{2(f_{ap,\theta} - f_{a\text{ máx},\theta}) + E_{a,\theta}(\varepsilon_{a\text{ máx},\theta} - \varepsilon_{ap,\theta})} \quad (14)$$

E finalmente, o módulo de elasticidade dado pela função:

$$E_{a,\theta} = \frac{b(\varepsilon_{máx} - \varepsilon_{a,\theta})}{a\sqrt{a^2 - (\varepsilon_{a,\theta} - \varepsilon_{a\text{ máx},\theta})^2}} \quad (15)$$

A fase III é caracterizada pelo patamar de tensão constante. Trata-se de uma zona plástica em que $\sigma_{a\text{ máx},\theta} = f_{a\text{ máx},\theta}$ ou eventualmente, $\sigma_{a\text{ máx},\theta} = f_{au,\theta}$ e $E_{a,\theta} = 0$, para o caso de endurecimento por deformação.

A fase IV, e para não se obter uma ductilidade numericamente infinita, foi adicionada uma zona linear decrescente, entre os 15% e os 20% de deformação, sendo caracterizada pela deformação $\varepsilon_{au,\theta}$. Neste caso os parâmetros podem ser escritos pelas fórmulas:

$$\sigma_{a,\theta} = d \left[1 - \frac{\varepsilon_{a,\theta} - 0.15}{0.05} \right] \quad (16)$$

com $d = f_{a\text{ máx},\theta}$ ou, eventualmente, $d = f_{au,\theta}$ para valores de temperatura inferiores a 400 [°C], onde as proporções da secção reta não sejam suficientes para, por um lado, evitar a encurvadura local e o conseqüente aumento da deformação e por outro que os membros estejam restringidos adequadamente para prevenir o empenamento. O valor do coeficiente de proporcionalidade inversa é determinado pelas expressões (17) e (18).

$$E_{a,\theta} = -f_{amáx,\theta}/0.05 \quad (17)$$

$$E_{a,\theta} = -f_{au,\theta}/0.05 \quad (18)$$

Poderá eventualmente ocorrer uma fase intermédia V, de transição, abaixo dos 400 [°C] e em condições de estabilidade. A tensão poderá então subir ligeiramente até ao seu valor último conforme expressão (19).

$$\sigma_{a,\theta} = f_{a\text{ máx},\theta} + \frac{f_{au,\theta} - f_{a\text{ máx},\theta}}{0.02} [\varepsilon_{a,\theta} - 0.02] \quad (19)$$

Nas mesmas condições, o valor da rigidez por endurecimento será dado pela equação (20).

$$E_{a,\theta} = \frac{f_{au,\theta} - f_{a\text{ máx},\theta}}{0.02} \quad (20)$$

Para este estudo foi considerado o endurecimento do aço a temperaturas elevadas. Para temperaturas inferiores a 400 [°C], a opção de endurecimento sugerido pelo Anexo A do Eurocódigo 3 parte 1.2 poderá ser utilizada como se segue:

Para $0,02 < \varepsilon < 0,04$

$$\sigma_a = 50(f_{u,\theta} - f_{y,\theta})\varepsilon + 2f_{y,\theta} - f_{u,\theta} \quad (21)$$

Para $0,04 \leq \varepsilon \leq 0,15$

$$\sigma_a = f_{u,\theta} \quad (22)$$

Para $0,15 < \varepsilon < 0,20$

$$\sigma_a = f_{u,\theta} [1 - 20(\varepsilon - 0,15)] \quad (23)$$

Para $\varepsilon \geq 0,20$

$$\sigma_a = 0,00 \quad (24)$$

em que:

$f_{u,\theta}$ representa a tensão de rotura a temperaturas elevadas, tendo em conta o endurecimento. A tensão de rotura a temperaturas elevadas, tendo em conta o endurecimento, deverá ser determinada através das seguintes equações:

Para $\theta_a < 300^\circ\text{C}$

$$f_{u,\theta} = 1,25f_{y,\theta} \quad (25)$$

Para $300^\circ\text{C} \leq \theta_a < 400^\circ\text{C}$

$$f_{u,\theta} = f_{y,\theta}(2 - 0,0025\theta_a) \quad (26)$$

Para $\theta_a \geq 400^\circ\text{C}$

$$f_{u,\theta} = f_{y,\theta} \quad (27)$$

3.4.1 Coeficiente de dilatação térmica

Um elemento estrutural de aço quando é aquecido sofre uma dilatação térmica, relacionada com a variação da deformação térmica com a temperatura. A razão entre a deformação térmica e a temperatura denomina-se de coeficiente de dilatação térmica. Para temperaturas inferiores a $100\text{ }^\circ\text{C}$ o aço possui um coeficiente de dilatação térmica aproximadamente constante e igual a $\alpha = 1 \times 10^{-5}\text{ }^\circ\text{C}$. As relações entre a deformação térmica, proveniente da dilatação térmica, e a temperatura, prescritas pelo Eurocódigo 3 Parte 1.2 são as apresentadas nas equações seguintes:

$$\frac{\Delta l}{l} = 1,2 \times 10^{-5} \theta_a + 0,4 \times 10^{-8} \theta_a^2 - 2,416 \times 10^{-4} \quad 20 \leq \theta_a < 750^\circ\text{C} \quad (28)$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 1,1 \times 10^{-2} \quad 750 \leq \theta_a < 860^\circ\text{C} \quad (29)$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 2 \times 10^{-5} \theta_a - 6,2 \times 10^{-3} \quad 860 \leq \theta_a < 1200^\circ\text{C} \quad (30)$$

A Figura 7 apresenta a variação do coeficiente de dilatação térmica com a temperatura. A dilatação térmica aumenta linearmente até aproximadamente $700\text{ }^\circ\text{C}$, instante correspondente ao início da transformação de fase. Esta transformação de fase origina uma contração do material, de cerca 15% da expansão ocorrida entre 20 e $700\text{ }^\circ\text{C}$, representada simplifadamente pelo patamar da figura. Após a transformação de fase do material assume novamente uma variação linear.

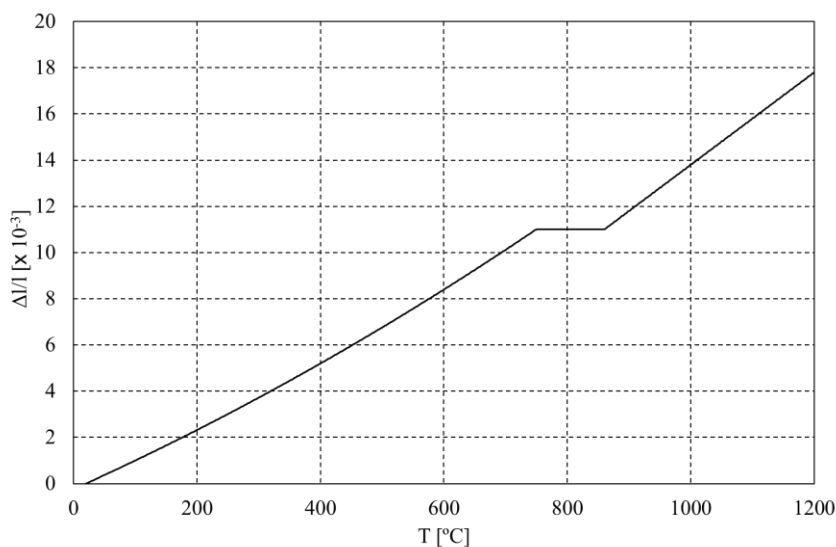


Figura 7 - Variação do coeficiente de dilatação térmica com a temperatura.

3.4.2 Tensão de cedência

A capacidade resistente do aço diminui drasticamente com o aumento da temperatura. A 700 [°C] possui apenas 23% da capacidade resistente à temperatura ambiente, a 800 [°C] já só possui 11% e a 900 [°C] restam somente 6%. A Tabela 1 fornece os valores do coeficiente de redução $K_{y,\theta}$ da tensão de cedência, propostos no Eurocódigo 3 parte 1.2.

Tabela 1 - Valores do coeficiente de redução da tensão de cedência, [14].

Temperatura [°C]	$K_{y,\theta}$
20	1.00
100	1.00
200	1.00
300	1.00
400	1.00
500	0.78
600	0.47
700	0.23
800	0.11
900	0.06
1000	0.04
1100	0.02
1200	0.00

Para valores intermédios aos apresentados na Tabela 1 deve ser usada uma interpolação linear. A sua representação gráfica é apresentada na Figura 8, sendo de realçar que a tensão de cedência se mantém constante até 400 [°C].

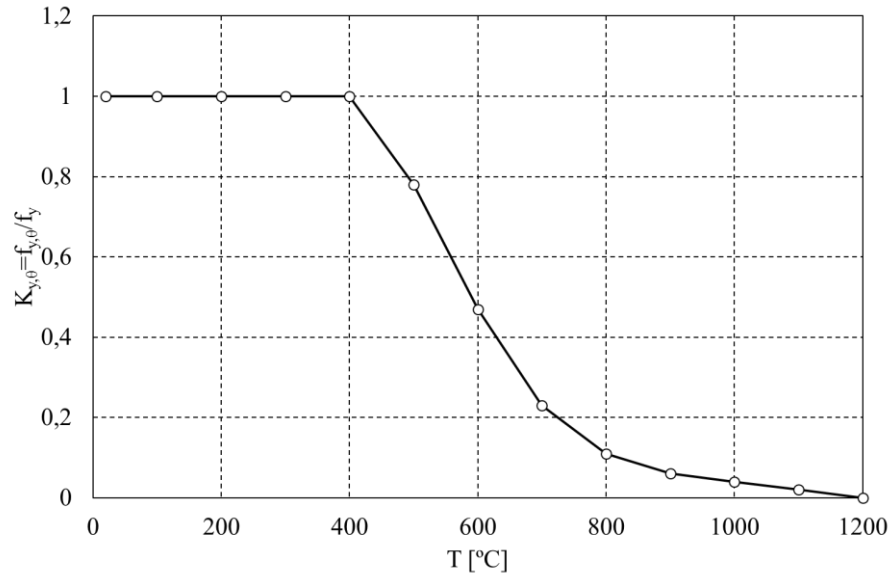


Figura 8 - Fator de redução da tensão de cedência para aços.

Os valores de $K_{y,\theta}$ na Tabela 1 podem ser substituídos pelos valores que obtêm através da equação (31), desde que obedecem à condição apresentada.

$$K_{y,\theta} = \left[0.9674 \left(e^{\frac{\theta_a - 482}{39.19}} + 1 \right) \right]^{-1/3.833} \leq 1 \quad (31)$$

O aço utilizado para secções enformadas a frio deve seguir o modelo de cálculo apresentado no Anexo E do Eurocódigo 3 parte 1.2. Para o cálculo em situação de incêndio, o valor de cálculo da tensão de cedência do aço deverá ser considerado igual à tensão limite convencional de proporcionalidade a 0.2%. Os fatores de redução do valor de cálculo da tensão de cedência dos aços são apresentados na seguinte tabela:

Tabela 2 - Fatores de redução do aço carbono para o cálculo das secções da Classe 4 a temperaturas elevadas, [14].

Temperatura [°C]	$K_{y,\theta}$
20	1.00
100	1.00
200	0.89
300	0.78
400	0.65
500	0.53
600	0.30
700	0.13
800	0.07
900	0.05
1000	0.03
1100	0.02
1200	0.00

Para valores intermédios aos apresentados na Tabela 2 deve ser usada uma interpolação linear. A sua representação gráfica é apresentada na Figura 9.

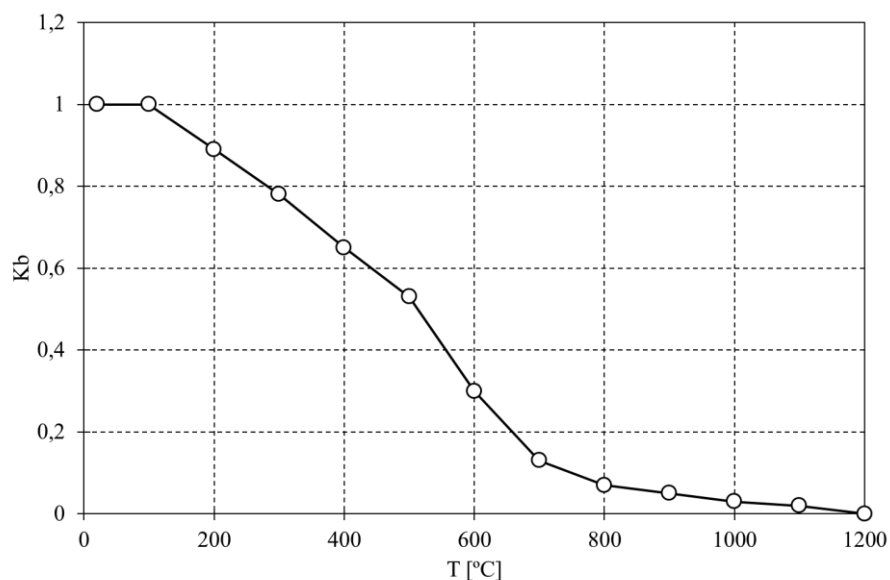


Figura 9 - Fatores de redução do aço carbono para o cálculo das secções da Classe 4 a temperaturas elevadas.

3.4.3 Módulo de elasticidade

O valor do módulo de elasticidade diminui com a temperatura. Esta variação é menos significativa para valores elevados de temperatura. A Figura 10 representa a variação desta propriedade através de um fator de redução. Este fator representa o quociente entre o valor da propriedade a uma determinada temperatura e o valor de referência a 20 [°C]. Por exemplo, à temperatura de 500 [°C] o valor do módulo de elasticidade é 60 % do seu valor à temperatura ambiente.

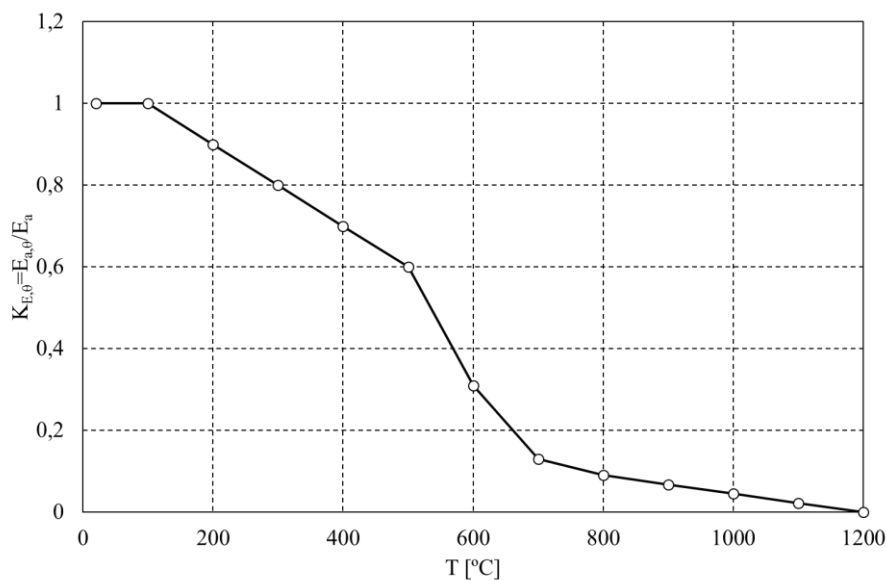


Figura 10 - Factor de redução do módulo de elasticidade.

A variação proposta pelo Eurocódigo resulta de valores tabelados de 20 a 1200 [°C], admitindo-se uma variação linear entre os valores apresentados na Tabela 3.

Tabela 3 - Valores do coeficiente de redução do módulo de elasticidade, [14].

Temperatura [°C]	$K_{E,\theta}$
20	1.0000
100	1.0000
200	0.9000
300	0.8000
400	0.7000
500	0.6000
600	0.3100
700	0.1300
800	0.0900
900	0.0675
1000	0.0450
1100	0.0225
1200	0.0000

Capítulo 4: Métodos simplificados de verificação de segurança das ligações aparafusadas

4.1 Introdução

Nos últimos anos a crescente exigência dos parâmetros de segurança, refletidos nas diversas normas de dimensionamento, impulsionou o estudo do comportamento dos materiais em condições extremas, nomeadamente em condições de temperaturas elevadas como as provenientes da ação de incêndios.

O dimensionamento das ligações aparafusadas deve ser efetuado à temperatura ambiente e também numa situação acidental de incêndio, no qual é necessário conhecer o valor de cálculo da resistência da ligação em função da temperatura de exposição ao fogo. À temperatura ambiente, as ligações aparafusadas resistentes ao esmagamento, segundo a norma EN1993-1-8, [15], devem verificar os critérios de segurança em relação à sua resistência ao corte e ao esmagamento. Esta metodologia difere da apresentada na norma EN1993-1-3, [16], que fornece regras de cálculo da verificação de segurança de ligações aparafusadas autoperfurantes aplicadas a chapas finas de perfis enformados a frio. A temperaturas elevadas, o anexo D da norma EN 1993-1-2, [14] apresenta a metodologia de cálculo da resistência das ligações ao corte e ao esmagamento das ligações aparafusadas afetando unicamente a resistência à temperatura ambiente de um fator de redução determinado para a temperatura dos parafusos.

4.2 Verificação de segurança de ligações aparafusadas

A norma europeia EN 1993-1-8 apresenta a metodologia proposta para o correto dimensionamento das ligações aparafusadas à temperatura ambiente.

Inicialmente, a norma faz uma breve referência à classe dos parafusos, tensão de cedência f_{yb} e tensão de rotura à tração f_{ub} , valores que podem ser observados na Tabela 4.

Tabela 4 - Valores padrão da tensão de cedência, tensão de rotura à tração e respetiva classe.

Classe do Parafuso	4.6	4.8	5.6	5.8	6.8	8.8	10.9
f_{yb} [Mpa]	240	320	300	400	480	640	900
f_{ub} [Mpa]	400	400	500	500	600	800	1000

Os valores apresentados devem ser adotados como valores característicos da resistência dos parafusos, quando se procede ao dimensionamento de ligações aparafusadas.

Não só as características técnicas do parafuso são importantes para o dimensionamento das ligações, mas é importante conhecer o tipo de ligação que se pretende dimensionar. O Eurocódigo distingue cinco categorias distintas (categoria A, B, C, D e E) agrupadas em dois grupos, ligações ao corte e ligações tracionadas.

Para as ligações ao corte, estas devem ser dimensionadas como pertencentes à Categoria A, ligação resistente ao esmagamento, Categoria B, ligação resistente ao escorregamento no estado limite de utilização; ou Categoria C, Ligação resistente ao esmagamento no estado limite último. Nas ligações tracionadas são incluídas duas categorias para dimensionamento, Categoria D, ligações não pré-esforçadas e Categoria E, ligações pré-esforçadas, [15].

Tendo em consideração que todos os elementos deste estudo se encontram na Categoria A, apenas será abordado o método de dimensionamento referente a essa categoria.

A Categoria A começa por limitar o uso apenas de parafusos que estejam compreendidos entre a classe 4.6 e 10.9, não sendo necessário a aplicação de qualquer tipo de pré-esforço ou mesmo características para as superfícies de contacto. As verificações necessárias para validar a segurança deste tipo de ligação são: o valor de cálculo do esforço transversal no estado de limite último do parafuso deve ser inferior que o valor de cálculo da resistência ao esforço transversal ($F_{v,Ed} < F_{v,Rd}$) e o valor de cálculo do esforço transversal no estado de limite último do parafuso deve ser inferior ao valor de cálculo da resistência ao esmagamento ($F_{v,Ed} < F_{b,Rd}$).

Para o cálculo da resistência ao esforço transversal por parafuso é utilizada a expressão representada onde α_V representa o fator associado à classe dos parafusos ($\alpha_V = 0.6$ para classes 4.6, 5.6 e 8.8, $\alpha_V = 0.5$ para classes 4.8, 5.8 e 10.9), caso o plano de corte atravesse a

parte não roscada do parafuso assume-se $\alpha_V = 0.6$. f_{ub} que representa a tensão de rotura à tração do parafuso, A representa a área da secção resistente do parafuso e γ_{M2} representa o coeficiente parcial de segurança para os parafusos.

$$F_{v,rd} = \frac{\alpha_V f_{ub} A}{\gamma_{M2}} \quad (32)$$

O valor do cálculo da resistência ao esmagamento do parafuso é determinado através da seguinte expressão:

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \alpha_b f_u d t}{\gamma_{M2}} \quad (33)$$

Onde α_b é dado pelo menor dos valores de $\frac{f_{ub}}{f_u}$, α_d ou 1. O valor de α_d deve ser calculado para os parafusos da extremidade e interiores de forma independente pelas seguintes expressões, respetivamente:

$$\alpha_d = \frac{e_1}{3d_0} \quad (34)$$

$$\alpha_d = \frac{p_1}{3d_0} - \frac{1}{4} \quad (35)$$

O fator k_1 representa a resistência na direção perpendicular à transmissão dos esforços e o seu valor é determinado de forma distinta, caso se trate de parafusos de extremidade ou interiores.

Para os parafusos da extremidade, o valor a utilizar é o menor dos resultados das equações (36), (37) e do valor de 2.5.

$$2.8 \frac{e_2}{d_0} - 1.7 \quad (36)$$

$$1.4 \frac{p_2}{d_0} - 1.7 \quad (37)$$

No caso dos parafusos interiores k_1 é dado pelo menor valor entre a equação (37) e 2.5.

Os furos onde são colocados os elementos de ligação representam um fator que reduz a resistência da ligação, uma vez que reduzem a secção transversal e podem levar à rotura da ligação não pelo parafuso, mas pelos elementos que se pretende ligar.

De forma a contornar o problema da rotura da ligação por redução da área transversal e para fornecer espaço para apertar todos os parafusos necessários é sugerido pelo Eurocódigo a metodologia adequada para dimensionar o espaçamento entre os furos dos parafusos, assim como outras distâncias consideradas relevantes. Uma vez que no presente estudo não serão utilizadas todas as distâncias nele abordadas apenas far-se-á referência às medidas consideradas importantes.

O valor mínimo para a distância entre o centro do furo e a extremidade adjacente, medida na direção da transmissão do esforço (e_1) e na direção perpendicular da transmissão do esforço (e_2) são calculados de modo equivalente, multiplicando o diâmetro do furo por um fator de 1.2, conforme esquema da Figura 11.

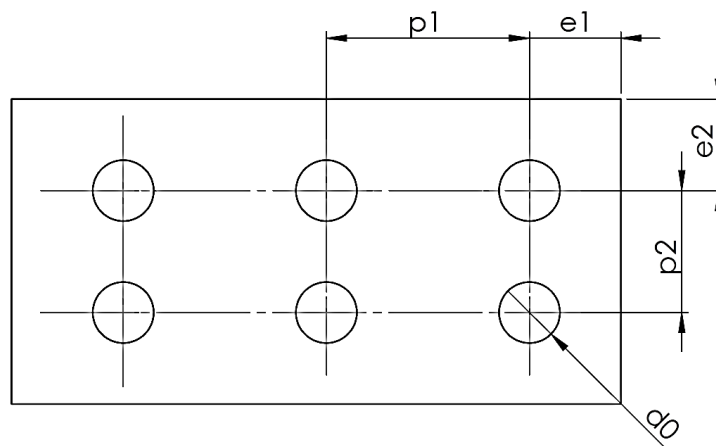


Figura 11 - Representação da distância do centro do furo à extremidade adjacente, na direção do esforço e na direção perpendicular.

A distância mínima, entre eixos de cada fileira de parafusos na direção da transmissão do esforço, é igualmente importante e é obtida multiplicando o diâmetro do furo por um fator de valor 2.2.

Para a distância mínima entre eixos de cada fileira de parafusos na direção perpendicular da transmissão do esforço, o cálculo é idêntico diferindo o fator de multiplicação, $2.4 \times$ diâmetro do parafuso (d_0)

Em relação ao diâmetro dos furos, segundo o Eurocódigo 3 parte 1-8, o diâmetro dos furos deve ser superior ao diâmetro dos parafusos para permitir imperfeições e ajustes, desta forma, os furos para parafusos com diâmetro igual ou inferior a 24 [mm] devem ser feitos

com 2 [mm] de folga, os que tenham diâmetro superior a 24 [mm] devem ter uma folga de 3 [mm].

4.3 Verificação de segurança de ligações aparafusadas autoperfurantes

A parte 1-3 do Eurocódigo 3, [16], fornece adicionalmente regras de cálculo da verificação de segurança de ligações aparafusadas aplicadas a chapas finas e perfis enformados a frio (aplicadas a parafusos autoperfurantes). Neste caso, a resistência ao esmagamento da ligação é determinada pela equação seguinte.

$$F_{b,Rd} = \frac{\alpha f_u dt}{\gamma_{M2}} \quad (38)$$

O valor de α é determinado em função da espessura das chapas a ligar seguindo as expressões:

$$\alpha = 3.2\sqrt{t/d} \leq 2.1 \quad \text{para } t = t_1 \quad (39)$$

$$\alpha = 3.2\sqrt{t/d} \leq 2.1 \quad \text{para } t_1 \geq 2.5t \text{ e } t < 1.0mm \quad (40)$$

$$\alpha = 2.1 \quad \text{para } t_1 \geq 2.5t \text{ e } t \geq 1.0mm \quad (41)$$

t representa a espessura da chapa mais fina e t_1 a espessura da chapa mais espessa. Nos casos não apresentados, α é obtido por interpolação ($t < t_1 < 2.5t$). Adicionalmente é necessário verificar a resistência ao corte do parafuso. Contudo, esta parte do Eurocódigo, define que esta resistência é determinada através de ensaios experimentais, dividindo o valor característico da resistência ao corte ($F_{v,Rk}$) pelo fator parcial de segurança. Este valor é determinado experimentalmente e, no caso de uma ligação composta por um parafuso, está sujeito às condições apresentadas na equação (42).

$$F_{v,Rd} = \frac{F_{v,Rk}}{\gamma_{M2}} \quad (42)$$

$$F_{v,Rd} \geq 1.2F_{b,Rd} \text{ ou } F_{v,Rd} \geq 1.2F_{n,Rd} \quad (43)$$

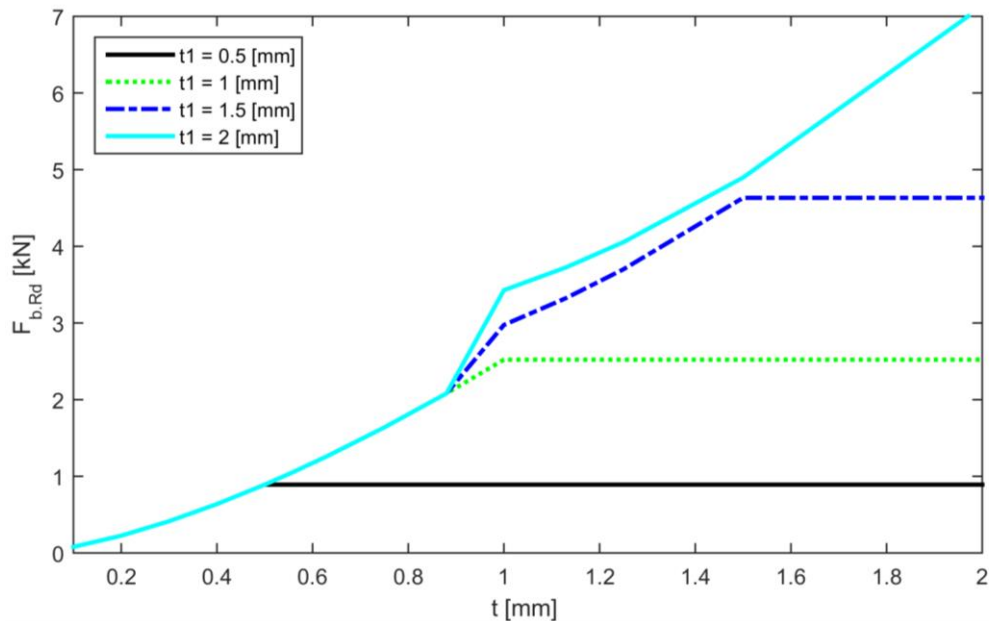


Figura 12 - Resistência ao esmagamento, de acordo com o EC3 parte 1-3 para diferentes espessuras de chapas.

4.4 Verificação de segurança de ligações aparafusadas a temperaturas elevadas

Para a situação de temperaturas elevadas, o anexo D da norma EN 1993-1-2, [14], apresenta a metodologia de cálculo da resistência das ligações ao corte e ao esmagamento dos parafusos. Não se considera o colapso da secção útil nos furos da ligação, existindo um elemento de ligação, por se considerar que aí a temperatura é inferior. A resistência ao corte e ao esmagamento dos parafusos é determinada pelas equações (44) e (45), nas quais $F_{v,Rd}$ e $F_{b,Rd}$ correspondem à resistência do parafuso à temperatura ambiente.

$$F_{v,t,Rd} = F_{v,Rd} k_{b,\theta} \frac{\gamma_{M2}}{\gamma_{M,fi}} \quad (44)$$

$$F_{b,t,Rd} = F_{b,Rd} k_{b,\theta} \frac{\gamma_{M2}}{\gamma_{M,fi}} \quad (45)$$

$k_{b,\theta}$ representa o valor de redução determinado para a temperatura dos parafusos (Tabela 5). Este valor de redução é independente da classe de resistência do parafuso e da resistência das chapas a ligar. Assim, a resistência ao esmagamento da ligação é determinada em função deste parâmetro e da sua resistência à temperatura ambiente.

Tabela 5 - Fatores de redução da resistência para parafusos, [14].

Temperatura θ_a	$k_{b,\theta}$ (tração e corte)
20	1.000
100	0.968
150	0.952
200	0.935
300	0.903
400	0.775
500	0.550
600	0.220
700	0.100
800	0.067
900	0.033
1000	0.000

A representação gráfica do $k_{b,\theta}$ em função da temperatura é apresentada na seguinte imagem.

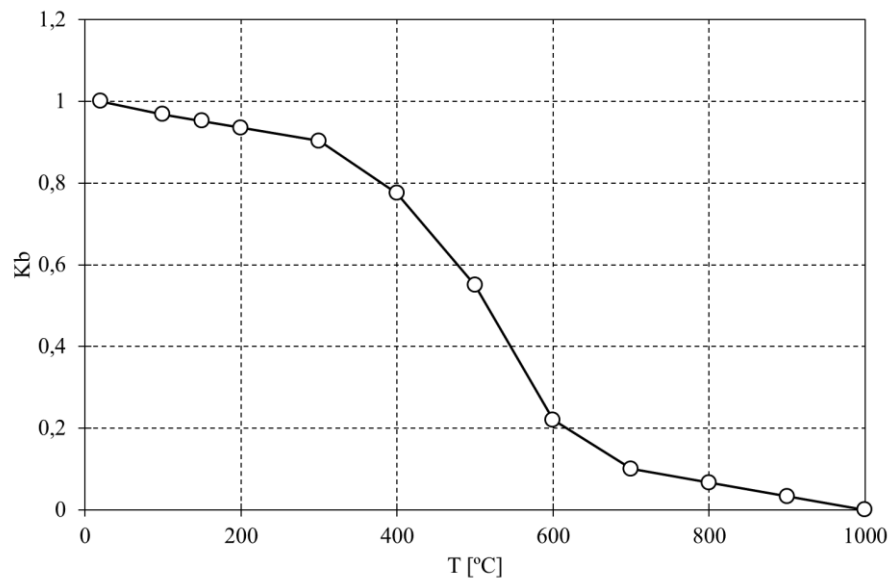


Figura 13 - Variação gráfica do $k_{b,\theta}$ com a temperatura.

A resistência ao esmagamento, segundo o Eurocódigo 3 parte 1-3, para chapas com espessuras de 0,5, 1, 1,5 e 2 [mm] é apresentada na **Erro! A origem da referência não foi encontrada..**

Capítulo 5: Modelo numérico de avaliação do comportamento das ligações aparafusadas

5.1 Introdução

A capacidade de resistência de um elemento estrutural submetido a temperaturas elevadas pode ser obtida através de ensaios experimentais realizados em fornos e sob a ação simultânea de um carregamento mecânico. Devido ao facto de os ensaios experimentais a temperaturas elevadas serem dispendiosos, requerendo a existência de fornos, equipamento de controlo e de aquisição de dados, é comum a utilização de ferramentas analíticas e numéricas para validar os resultados dos ensaios experimentais existentes e o desenvolvimento de métodos analíticos simplificados. Neste capítulo, através de simulações numéricas efetuadas no programa ANSYS Workbench (versão 16.2), será apresentado um estudo de ligações de chapas finas aparafusadas com um parafuso autoperfurante e autoroscantes simuladas através de dois métodos de cálculo: método implícito e método dinâmico explícito.

Tradicionalmente os métodos de integração implícito e explícito têm sido utilizados em simulações distintas, com o primeiro a ser utilizado maioritariamente em simulações estáticas e o segundo em simulações dinâmicas, podendo ambos ser utilizados em casos quase estáticos. Devido à maior dificuldade de convergência dos problemas não lineares com integração implícita, a integração explícita apresenta-se como a melhor alternativa mesmo nos casos quase estáticos. Assim, o método implícito é aplicado em problemas em que o tempo não é um fator importante, como as análises estruturais estáticas ou análises modais, e as análises dinâmicas explícitas utilizadas quando estão envolvidos problemas com grandes deformações dependente no tempo como os casos de impacto de corpos, projecteis e explosões.

Numericamente, a principal diferença de ambos os métodos reside no facto da consideração, ou não, da velocidade ou aceleração, na equação de equilíbrio do método dos elementos finitos, apresentada simplificada na equação seguinte. Esta equação relaciona a matriz de massa (M), a matriz de amortecimento (C) e de rigidez (K) com o vetor de forças aplicado (F) em função do deslocamento e das suas derivadas, correspondentes à velocidade e aceleração.

$$M\ddot{x} + C\dot{x} + Kx = F(t) \quad (46)$$

Num esquema de integração implícito, os deslocamentos não são função do tempo, pelo que a velocidade e a aceleração são nulos, podendo desprezar-se a matriz de massa e de amortecimento. Desta simplificação, a solução de um problema é determinada pela inversão da matriz rigidez, e pela utilização de métodos de solução numérica de problemas não lineares como o método de Newark ou o método de Newton Raphson. Os deslocamentos são determinados segundo a equação (47). Em problemas de larga escala, com milhões de graus de liberdade, o tempo de cálculo requerido para inverter a matriz rigidez é muito elevado, pelo que se utiliza frequentemente os métodos explícitos.

O custo computacional da solução de qualquer problema de elementos finitos depende da dimensão do modelo. No caso da utilização de métodos implícitos, o custo é normalmente aproximado pelo quadrado do número de graus de liberdade, enquanto no método explícito o esforço computacional varia linearmente com a dimensão do modelo, [17].

Nos esquemas explícitos, sendo dependentes do tempo, a velocidade e a aceleração, assim como a matriz de massa e de amortecimento devem ser consideradas. O esquema mais utilizado na integração no tempo é a diferença finita central e requer a inversão da matriz de massa, multiplicada pela diferença dos vetores de forças exteriores e interiores, de acordo com a equação (48). Todas as não linearidades do problema, incluindo o contacto, são incluídas no vetor de forças interiores.

$$\{x_{t+\Delta t}\} = [K]^{-1}\{F_{t+\Delta t}\} \quad (47)$$

$$\{\ddot{x}\} = [M]^{-1}([F^{ext}] - [F^{int}]) \quad (48)$$

As velocidades e os deslocamentos são determinados pelas equações seguintes, nas quais $\Delta t_{t+\Delta t/2} = 0.5(\Delta t_t + \Delta t_{t+\Delta t})$ e $\Delta t_{t-\Delta t/2} = 0.5(\Delta t_t - \Delta t_{t+\Delta t})$.

$$\{\dot{x}_{t+\Delta t/2}\} = \{\dot{x}_{t-\Delta t/2}\} + \{\ddot{x}\}\Delta t_t \quad (49)$$

$$\{x_{t+\Delta t}\} = \{x_t\} + \{\dot{x}_{t+\Delta t/2}\}\Delta t_{t+\Delta t/2} \quad (50)$$

Em problemas lineares, o método dos elementos finitos com integração implícita no tempo pode ser considerado como sendo sempre estável podendo ser analisado com incrementos de tempo superiores aos utilizados nas análises não lineares, nas quais o incremento de tempo deve ser reduzido por dificuldades na convergência da solução.

O incremento de tempo utilizado no sistema de integração explícito é limitado pela condição de Courant-Friedrichs-Levy (CFL), que determina que num incremento de tempo a onda de tensão não se pode deslocar mais do que a dimensão característica do menor elemento finito do modelo, $\Delta t \leq f * (h/c)$, em que h representa a dimensão característica do elemento finito, c a velocidade do som no meio em análise e f um fator menor que a unidade.

Os incrementos de tempo utilizados nos modelos de integração explícitos são em geral muito inferiores aos utilizados nos sistemas implícitos e aumentam com a massa do modelo e diminuem com o refinamento da malha, com o objetivo de manter a estabilidade numérica.

Um dos benefícios da utilização das análises dinâmicas explícitas consiste na facilidade de implementação das condições de contato das ligações aparafusadas, sem que existam grandes dificuldades de convergência. Este método numérico é também baseado numa teoria de grandes deformações, conseguindo modelar corretamente problemas com grandes deslocamentos e rotações, como as resultantes de estruturas sujeitas a condições de incêndio, [18].

A geometria utilizada no modelo numérico é apresentada na Figura 14, para as distâncias da furação ao bordo da chapa de 10, 15 e 20 [mm]. Utilizou-se, como comprimento de referência, 150 [mm], [19]. O modelo de elementos finitos do parafuso considera o modelo geométrico real desenhado no software Solidworks e exportado para o DesignModeler do software Ansys workbench, onde o modelo geométrico foi concluído com a modelação das chapas e respetiva furação.

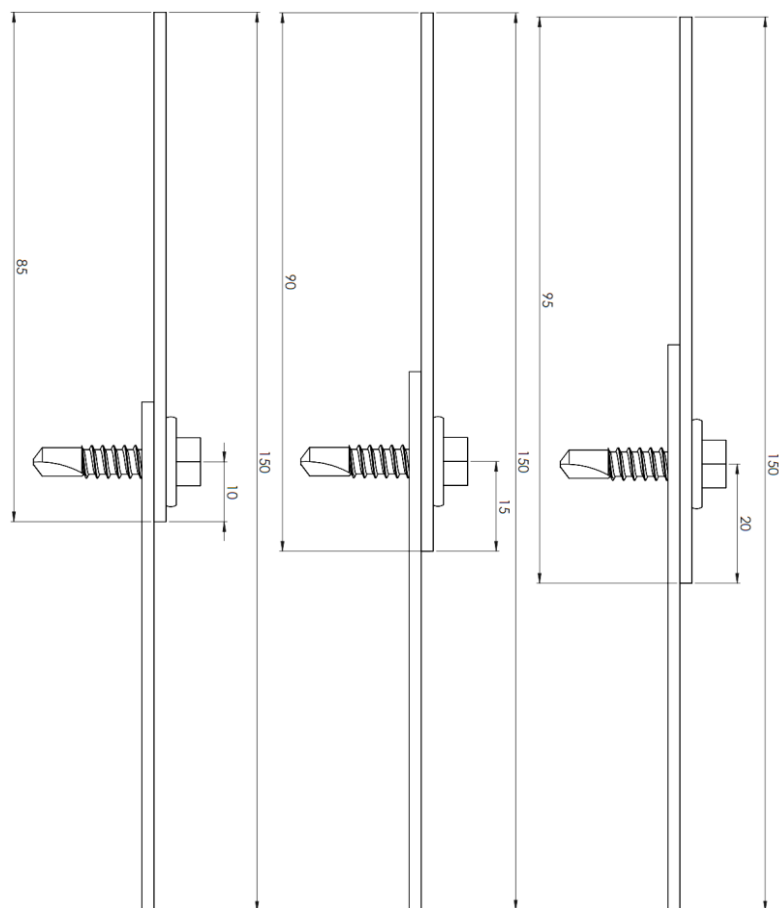


Figura 14 - Geometria dos provetes utilizada nas simulações numéricas, com um comprimento de referência de 150 [mm].

5.2 Descrição do modelo dos elementos finitos

O modelo de elementos finitos utilizado no software ANSYS considera um comportamento não linear material e geométrico. O comportamento não linear do material das placas foi simulado através das curvas tensão-deformação apresentadas no Eurocódigo 3 parte 1.2, [14], a temperaturas elevadas. Estas curvas são determinadas em função do valor característico da tensão de cedência do material das chapas e dos coeficientes de redução em função da temperatura.

No caso de chapas finas, sendo consideradas de classe 4, o valor da tensão de cedência e a sua variação com a temperatura deve ser considerado igual à tensão limite convencional de proporcionalidade a 0.2%. Para esta classe não são apresentados os coeficientes de redução da tensão de cedência a 2%. Esta alteração obriga a uma ligeira modificação das equações de cálculo das curvas tensão-deformação apresentadas pelo Eurocódigo 3 parte 1-2, consistindo num processo iterativo de cálculo dos coeficientes de redução a 2%, e

respetiva tensão de cedência, [20], de modo que a tensão limite de proporcionalidade a 0.2% coincida com os valores fornecidos no anexo E da EN1993-1-2, [14].

No software Ansys, quando é realizada uma análise elasto-plástica é necessário converter as curvas tensão-deformação de engenharia para tensão verdadeira e deformação verdadeira, [21], considerando as tensões e deformações nominais das curvas fornecidas pelo Eurocódigo 3 parte 1-2.

$$\begin{aligned} \varepsilon_{true} &= \ln(1 + \varepsilon_{nom}) \\ \sigma_{true} &= \sigma_{nom}(1 + \varepsilon_{nom}) \end{aligned} \quad (51)$$

As curvas tensão-deformação verdadeiras são introduzidas para diferentes níveis de temperatura das chapas de aço galvanizadas: S350GD+Z, SGD320GD+Z, SGD280GD+Z e S250GD+Z, considerando uma tensão de cedência a 0.2% e o endurecimento até 400 [°C]. Neste caso a tensão última do material é dada por $1.2 \times f_y$.

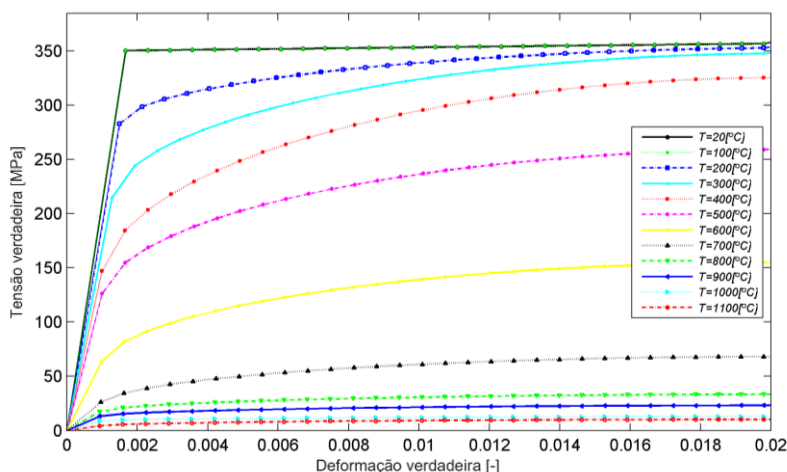


Figura 15 - Curvas de tensão-deformação verdadeiras para várias temperaturas.

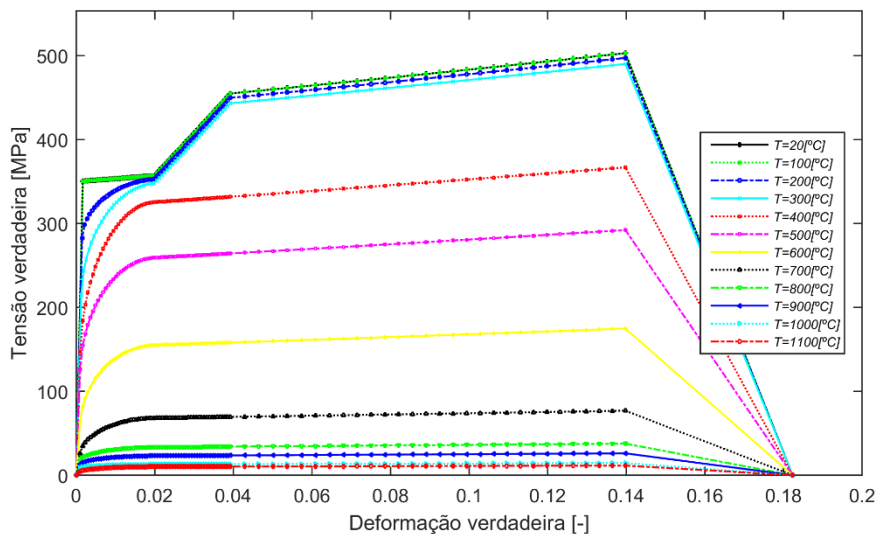


Figura 16 - Curvas de tensão verdadeira versus deformação plástica verdadeira com endurecimento até 400 [°C] para várias temperaturas.

Na ausência de uma classificação da classe do material dos parafusos, foi considerado o resultado de um conjunto de testes de tração realizados aos parafusos à temperatura ambiente, dos quais resultou um valor médio da tensão última igual a 1135.67 [MPa], sendo classificados como sendo da classe 10.9, [1]. As curvas tensão deformação seguem um modelo bilinear definido pela tensão de cedência nominal e por um módulo tangente igual a $E/100$.

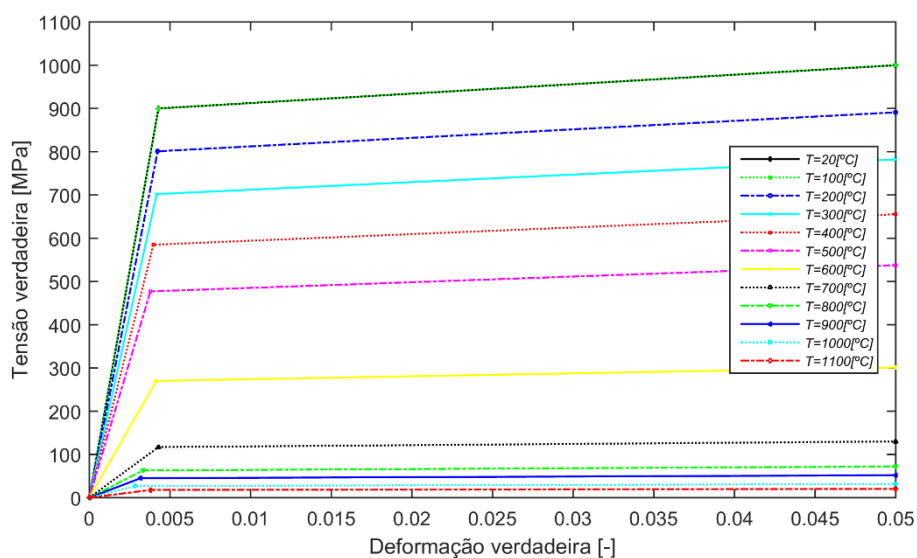


Figura 17 - Curvas de tensão-deformação do material do parafuso para várias temperaturas.

Os elementos estruturais, incluindo o parafuso, são modelados através de elementos sólidos tridimensionais SOLID186 e SOLID187 e as superfícies de contacto chapa-parafuso e chapa-chapa são modeladas por elementos de contacto CONTA174 e TARGE170.

O elemento SOLID186 é um elemento tridimensional com três graus de liberdade por nó (translação segundo X, Y e Z) e quadrático. É composto por 20 nós distribuídos, conforme o esquema mostrado na Figura 18, permitindo a formulação de materiais com plasticidade, encruamento, fluência e capacidade de grandes deformações. Além da sua configuração com base hexaédrica, o elemento SOLID186 pode ter uma configuração piramidal, prismática ou tetraédrica, o que permite adaptar-se à geometria do modelo.

O elemento SOLID187 é um elemento com 10 nós e 6 graus de liberdade em cada nó, (translações e rotações nos eixos x, y e z). É composto por 10 nós distribuídos, conforme o esquema mostrado na Figura 18. O elemento tem plasticidade, hiperelasticidade, endurecimento, é capaz de sofrer grandes deslocamentos e grandes deformações. É apropriado para análises de estruturas finas.

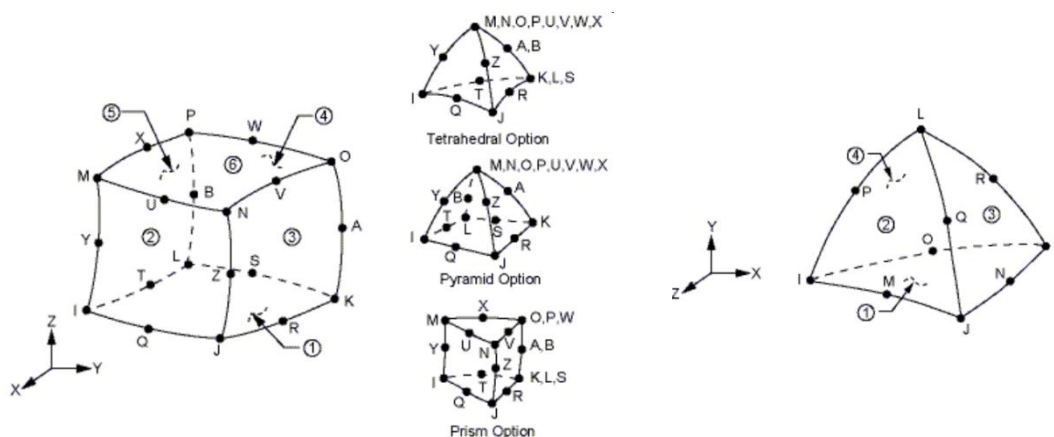


Figura 18 - Geometria do elemento SOLID186 e SOLID187 tipo piramidal.

Os elementos de contacto TARGE 170 e CONTA 174 são elementos estruturais de 4 ou 8 nós, que apresentam em cada nó 3 graus de liberdade, translações na direção do eixo Ox, Oy e Oz. Estes dois elementos, definidos como superfície alvo e superfície de contacto respetivamente, atuam em conjunto, definindo um par de contato do tipo superfície-superfície. Independentemente do tipo de material, a superfície alvo é mais rígida que a superfície de contacto.

O elemento CONTA174 é utilizado para representar o contato e o deslizamento entre as superfícies “alvo” tridimensionais (elemento TARGE170) e uma superfície deformável

definida por este elemento. Este elemento tem as mesmas características geométricas que a face do elemento sólido. A figura seguinte define a geometria dos elementos de contato.

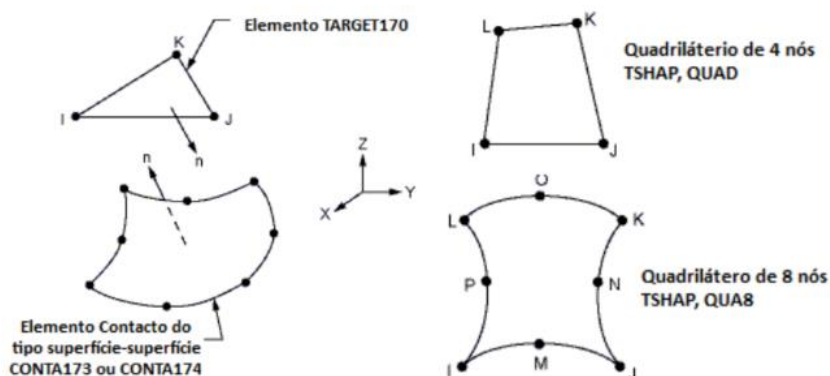


Figura 19 - Geometria dos elementos TARGE170 e CONTA174

5.3 Análise das ligações aparafusadas através de simulações numéricas implícitas

As simulações realizadas à temperatura ambiente seguem um princípio de análise por duas etapas. A primeira etapa consiste na determinação das condições de equilíbrio de pressão de contato devido às condições de contato entre as várias superfícies, sem aplicação de qualquer carga mecânica exterior. Como não foi determinado o valor da carga de pré-tensão aplicada parafusos, esta não é incluída na análise numérica. A segunda etapa consiste na aplicação de uma carga linearmente crescente no tempo, com incrementos mínimos de 1 [N], até se atingir a carga de colapso da ligação.

Para as simulações a temperaturas elevadas, é utilizado o mesmo princípio, mas acrescenta-se uma etapa correspondente à aplicação de temperatura para se incluir o estado de tensão e deformação de origem térmica devido à dilatação térmica do material. Assim, a primeira etapa é comum à temperatura ambiente, a segunda etapa consiste na aplicação da temperatura, que se mantém ativa até ao final da simulação, e na terceira etapa é aplicada a carga até se atingir a carga de colapso.

A Figura 20 apresenta o modelo de elementos finitos da ligação aparafusada de duas chapas, possuindo o deslocamento restringido numa das extremidades da placa e na outra placa é aplicada uma carga mecânica continuamente crescente até se obter a carga de colapso. Todas as superfícies de contacto são consideradas rugosas com um coeficiente de atrito igual a 0,2, [7]. Foi efetuado um plano de simetria no sentido longitudinal das chapas

para reduzir o tempo de simulação, tendo em conta as condições de simetria do modelo. A carga de colapso é obtida pelo instante de tempo em que a solução numérica deixa de convergir.

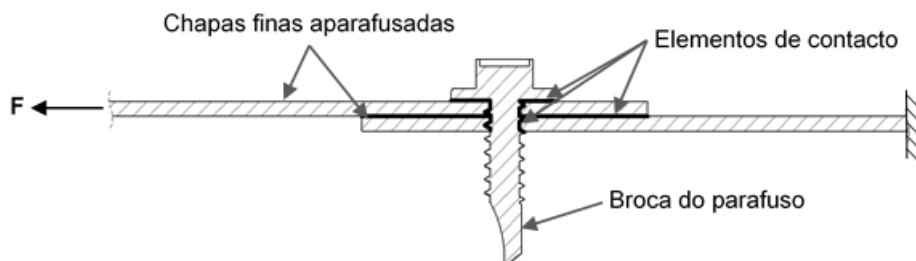


Figura 20 - Modelo geométrico utilizado nas simulações numéricas e representação das superfícies de contacto.

5.3.1 Análise de convergência da malha

A qualidade da malha de elementos finitos é um fator crucial para a aproximação do modelo numérico ao modelo real. Uma malha muito esparsa pode resultar em erros grosseiros de discretização, por outro lado uma malha muito refinada origina um esforço computacional superior e tempos de cálculo impraticáveis. Assim, é necessário fazer um estudo de convergência da malha para se obter a mais adequada ao problema.

A tabela seguinte apresenta 5 casos de estudo de convergência da malha, alterando em cada caso, o tamanho da malha em 3 zonas de refinamento: chapas, parafuso e as áreas envolventes do furo. O modelo utilizado neste estudo foi: chapas 2+2 [mm] com uma distancia ao bordo de $e_1=20$ [mm] à temperatura ambiente.

Tabela 6: Análise de convergência da malha do modelo.

Caso	Chapas [mm]	Parafuso [mm]	Áreas envolventes do furo [mm]	Número de elementos	F máx [kN]
1	1.5	0.5	0.5	75415	6.556
2	1.5	0.8	0.8	22199	7.532
3	1.5	1	1	14000	6.816
4	1.2	0.6	0.6	48397	6.726
5	1.5	0.5	0.8	43438	6.908

A tabela apresenta a discretização adotada nas diferentes zonas em estudo, o número de elementos do modelo e a força resistente máxima da ligação. Após a análise da tabela e

tendo em conta os valores obtidos experimentalmente, [22], verificou-se que a malha utilizada no caso 2 é a que melhor reproduzia o valor da carga máxima suportada pelo modelo. A análise da distribuição das tensões ao longo das chapas e parafusos permite verificar a inexistência de descontinuidades do estado de tensão.

Este estudo permitiu definir um critério de definição da malha de 0.8 [mm] para o parafuso e área envolvente do furo e 0.8, 0.9 e 1.5 [mm] para as chapas de 0.5, 1.0 e 2.0 [mm], respetivamente.

A Figura 21 apresenta a malha utilizada para uma combinação de chapas de 2+2 [mm], com a distância de furação ao bordo da chapa de 20 [mm]. De referir que o maior refinamento da malha junto à furação é devido à existência de uma maior concentração e variação da distribuição das tensões e também devido ao estabelecimento das condições de contato pelos elementos finitos de contato de superfície com superfície.

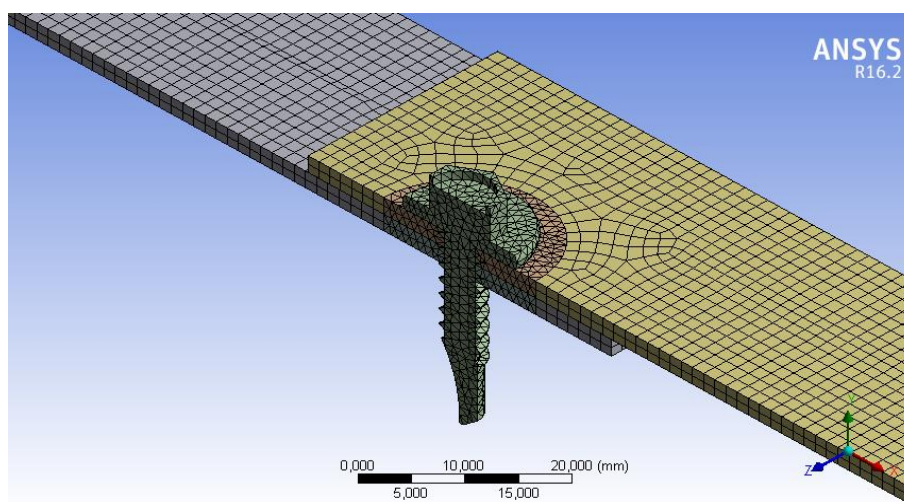


Figura 21 - Discretização do modelo para uma combinação de chapas 2+2 [mm] e uma distância $e_1=20$ [mm].

5.3.2 Comparação do modelo geométrico real com o modelo simplificado

A modelação por elementos finitos do modelo real da ligação requer uma discretização refinada do parafuso e da zona da furação, tratando-se de um furo roscado nas chapas a ligar, para garantir a convergência da solução e as condições de contato entre todas as superfícies.

A complexidade do modelo obriga ao desenvolvimento de modelos simplificados alternativos. O analisado considera um furo e um parafuso liso com um diâmetro equivalente ao diâmetro resistente do parafuso real, com um valor igual a 4.1 [mm]. Este modelo simplificado também não considera a broca do parafuso nem o sextavado da cabeça do parafuso, conforme é apresentado na Figura 22.

Este modelo utiliza elementos finitos mais regulares, permitindo uma maior deformação dos mesmos sem provocar problemas de instabilidade numérica.

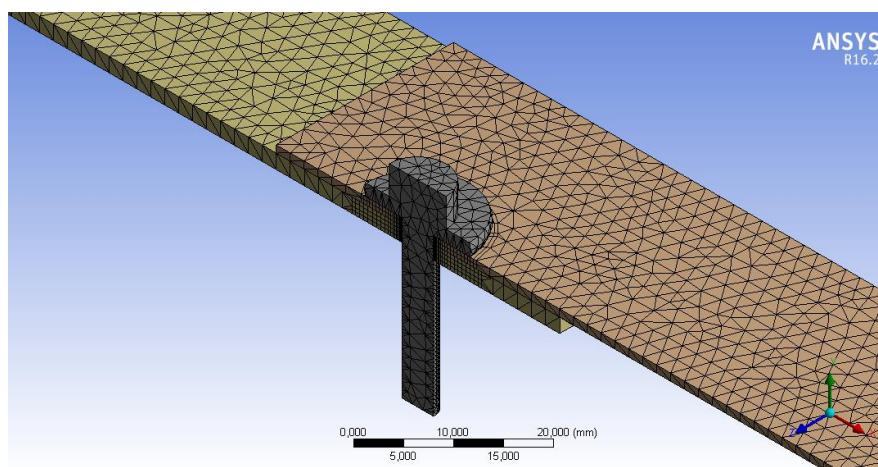


Figura 22 - Modelo geométrico simplificado para uma combinação de chapas de 2+1 com uma distância $e_1=20$ [mm] e representação da malha utilizada.

Os resultados obtidos pelo modelo simplificado foram comparados com os resultados obtidos pelo modelo roscado, à temperatura ambiente, verificando uma diminuição da carga máxima de 7.56 [kN] para 6.18 [kN], numa combinação de chapas de 2+2 com a distância $e_1=20$ [mm]. Para uma combinação 2+1 com a distância $e_1=20$ [mm], a diminuição da carga máxima foi ainda mais acentuada, diminuindo de 5.08 [kN] para 3.68 [kN].

Os resultados obtidos com o modelo simplificado permitem concluir que este não é representativo do comportamento real da ligação, especialmente quando se obtêm grandes deformações e deslocamentos da ligação, em que a existência da rosca no parafuso e no furo garante o equilíbrio da ligação para valores de carga superiores.

Assim, como o modelo simplificado subestima a resistência da ligação, as simulações apresentadas nesta tese consideram o modelo roscado da ligação.

5.4 Análise das ligações aparafusadas através de simulações numéricas explícitas

O modelo numérico utilizado nas análises dinâmicas explícitas é equivalente ao considerado no modelo implícito, ao nível da discretização da malha de elementos finitos e do comportamento do material, cujas curvas tensão versus deformação em função da temperatura são definidas pelo Eurocódigo 3 parte 1.2.

O método de solução segue também as três etapas de solução já apresentadas.

Adicionalmente, tratando-se de uma análise dinâmica explícita a formulação do elemento finito permite a definição do modelo de dano, ou de falha, do material definido em função da deformação plástica máxima do material. Assim que um elemento finito atinge uma deformação plástica equivalente ao valor definido, é automaticamente erodido, não contribuindo para a matriz rigidez global. No entanto, a massa dos elementos finitos erodidos continuam a contribuir para a inércia do modelo.

Considerando a relação, já apresentada, entre a malha do modelo e o incremento de tempo de integração, verifica-se que com o modelo real do parafuso e do furo roscados existem elementos finitos de dimensão muito reduzida, pelo que o incremento de tempo resultante é muito reduzido, da ordem $1-10e^{-8}$ [s]. Por esta razão o tempo de análise de cada solução requer várias horas de cálculo.

O método numérico baseado nas análises dinâmicas explícitas é aplicado para o estudo do comportamento das ligações aparafusadas ensaiadas experimentalmente, cujos resultados são apresentados na secção 5.5.1 .

5.5 Análise do comportamento das ligações aparafusadas autoperfurantes

Os elementos estruturais de aço enformados a frio têm sido amplamente utilizados na construção metálica, principalmente devido à sua elevada eficiência estrutural e rapidez de execução. Sendo estes elementos perfis de chapa fina, as ligações estruturais são realizadas com parafusos autoperfurantes, nas quais as chapas de aço como possuem espessuras entre 0,5 e 3 [mm], a ligação é realizada sem a abertura prévia de furação. Estas ligações possuem mecanismos de rotura que diferem das ligações aparafusadas convencionais. No caso das ligações de chapas de aço finas, a carga de colapso da ligação é geralmente determinada pela resistência ao esmagamento das chapas e apenas em placas mais espessas pela resistência ao corte do parafuso. Esta distinção é ainda mais acentuada no caso de estruturas em situação de incêndio, devido fundamentalmente, à taxa de aquecimento das chapas ser superior que à dos parafusos.

As ligações são feitas com parafusos autoperfurantes, com a referência SFS SD6-H15 Ø5,5 x 22 mm e com um diâmetro de $D=5,5$ [mm]. O parafuso é colocado ao longo da linha central das chapas, a diferentes distâncias da extremidade ao centro do furo (e_1), com distâncias de 10, 15 e 20 [mm]. É também realizado um estudo paramétrico ao nível da espessura das chapas a ligar com combinações das chapas de 0.5+0.5, 1+0.5, 1+1, 2+0.5, 2+1 e 2+2 [mm], para diferentes classes de resistência do aço galvanizado, S350GD+Z,

SGD320GD+Z, SGD280GD+Z e S250GD+Z e diferentes níveis de temperatura, representativas de uma ação de incêndio. A combinação das chapas é feita sempre com a chapa de menor espessura do lado da cabeça do parafuso, de modo a favorecer a ligação.

Nas ligações aparafusadas solicitadas ao corte, o modo de colapso deve-se essencialmente aos mecanismos de rotura por corte do parafuso, rotura por esmagamento da chapa, que pode ocorrer com ou sem rasgamento da chapa, e por arrancamento do parafuso devido ao seu escorregamento pelo furo acompanhado por uma rotação do parafuso, conforme se verifica na figura Figura 23, [8]. No caso de chapas a ligar de elevada espessura é de esperar um modo de rotura por corte do parafuso, enquanto que para chapas muito finas se obtém uma rotura por esmagamento da chapa. Outras situações podem incluir duas ou mais combinações de modos de rotura.

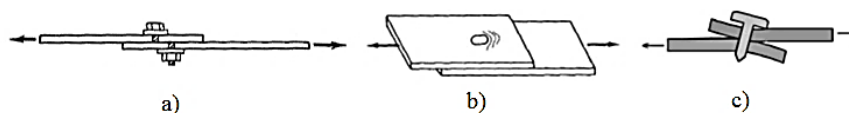


Figura 23 - Modos de rotura: a) Modo de rotura por corte, b) Modo de rotura esmagamento, c) Modo de rotura por arrancamento e rotação do parafuso.

O objetivo das simulações numéricas apresentadas é estudar o comportamento das ligações de chapas finas a elevadas temperaturas, tendo em conta a influência dos parâmetros acima referidos na resistência da ligação.

É apresentado um estudo comparativo da solução numérica, obtida através das simulações dinâmicas explícitas, e os resultados obtidos experimentalmente por Parente, [22]. Este estudo compreende a influência da classe das chapas de aço (S250, SGD280, SGD320 e SGD350) para diferentes espessuras e distâncias de bordo à temperatura ambiente e a 200 e 400 [°C].

As simulações numéricas implícitas apresentadas nas secções seguintes permitem a análise paramétrica alargada do comportamento das ligações em função de vários fatores: espessura das chapas, distância de bordo, classe do aço das chapas e a influência da temperatura da ligação.

5.5.1 Comparação dos resultados numéricos com os resultados experimentais

Parente [22], realizou um conjunto de ensaios experimentais com ligações autoperfurantes de chapas finas à temperatura ambiente e a temperaturas elevadas. Estes testes foram realizados em regime estacionário, em que todos os elementos da ligação são sujeitos a um nível de temperatura constante e a carga mecânica aplicada posteriormente. Ao longo da realização dos testes são registadas a variação da carga aplicada e o deslocamento das placas da ligação. Estes testes permitem a determinação da carga resistente da ligação para diferentes combinações da espessura das chapas e distâncias de bordo. Os resultados experimentais são apresentados na Figura 24 e Figura 25.

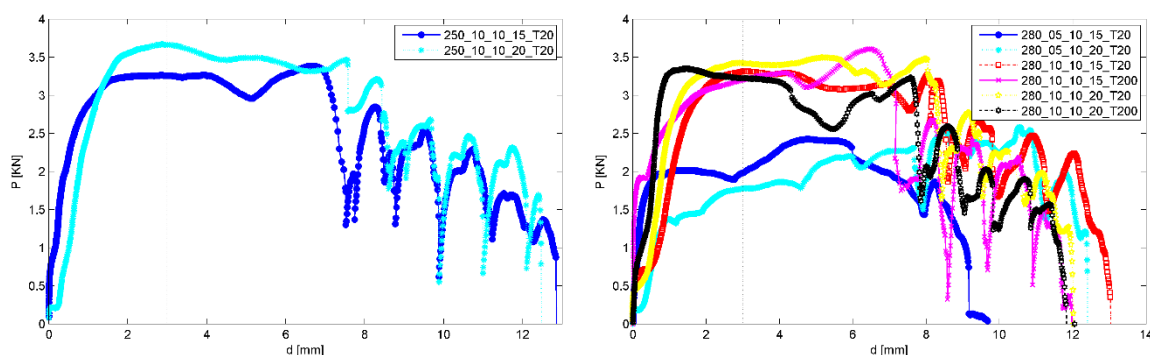


Figura 24 - Resultados experimentais para a classe de aço S250 e S280, para várias temperaturas, [22].

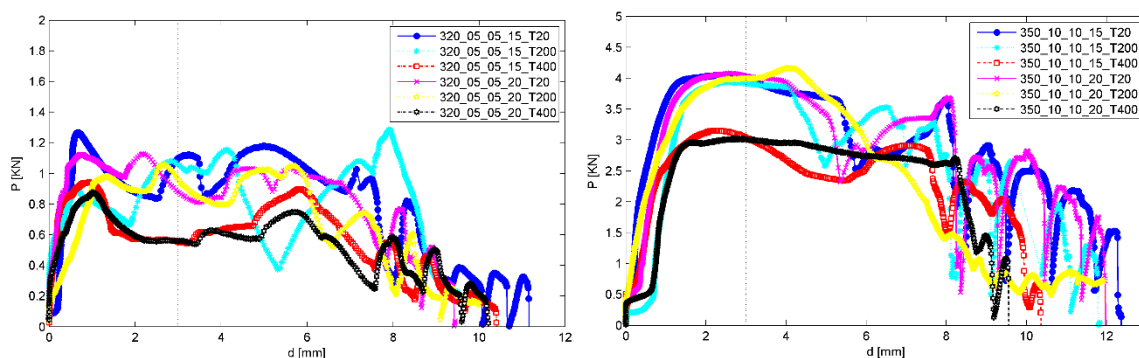


Figura 25 - Resultados experimentais para a classe de aço S320 e S350, para várias temperaturas, [22].

Figura XXX. Estes testes são analisados através de análises numéricas dinâmicas explícitas que permitem obter a carga para diferentes instantes, sendo possível retirar o valor de carga máxima e o valor da carga para um deslocamento de 3 [mm], como recomenda o documento técnico da ECCS [19]. Este documento sugere que a carga de colapso da ligação deve ser a carga máxima existente para um deslocamento do comprimento de referência de

3 [mm], medido através de um extensômetro num comprimento de referência de 150 [mm], conforme sugerem as curvas representadas na Figura 26.

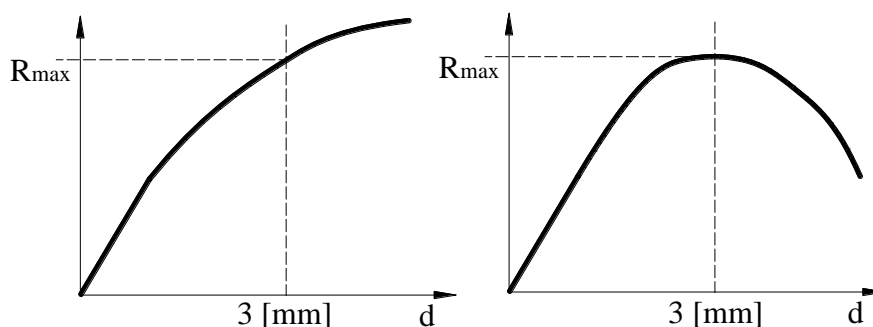


Figura 26 - Definição do limite da resistência da ligação, segundo o documento técnico da ECCS, [19].

As curvas tensão versus deformação do aço das chapas consideram os valores da tensão de cedência real determinados experimentalmente, [22], e são apresentados na Tabela 7. A figura seguinte apresenta o gráfico da tensão versus deformação para um aço SGD350, com uma tensão de cedência real de 353.5 [MPa], para as temperaturas de 20, 200 e 400 [°C].

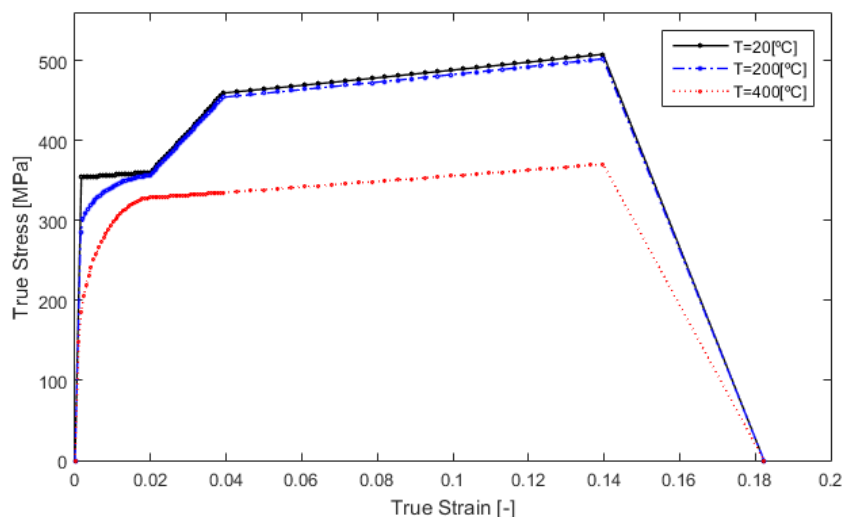


Figura 27 - Curva de tensão-deformação do aço SGD350 com tensão de cedência real de 353.5 [MPa] para várias temperaturas.

Na Tabela 7 são apresentados os resultados obtidos através das simulações numéricas explícitas e comparados com valores experimentais, [22].

Tabela 7 - Resultados obtidos numericamente pelo método explícito e comparação com os resultados experimentais.

Classe do aço (chapas)	f_y [MPa]	Esp. chapas	e_1 [mm]	Temperatura [°C]	P_num [kN]	P max exp [kN]	P 3mm exp [kN]
SGD350	353.5	1+1	15	20	3.19	4.05	3.98
				200	3.11	3.94	3.92
				400	2.44	3.15	3.04
			20	20	3.58	4.09	4.04
				200	3.21	4.17	3.99
				400	2.58	3.01	3.01
SGD320	324.8	0.5+0.5	15	20	1.95	1.27	1.10
				200	2.25	1.28	1.06
				400	2.03	0.95	0.55
			20	20	2.10	1.13	0.88
				200	2.20	1.06	0.96
				400	1.63	0.88	0.56
SGD280	292.3	1+1	15	20	2.75	3.17	3.16
				200	2.63	3.24	3.16
			20	20	2.56	3.31	3.31
		1+0.5	200	2.80	3.61	3.20	
			15	20	1.75	2.43	1.98
			20	20	2.15	2.58	1.78
S250	253.1	1+1	15	20	2.49	3.38	3.26
			20	20	2.54	3.67	3.66

Os resultados apresentados são os valores da carga máxima antes dos 3 [mm] de deslocamento. Para a combinação de chapas de 1+1 [mm], verifica-se que a resistência da ligação obtida numericamente é ligeiramente inferior ao valor obtido experimentalmente, para as várias classes de aço. Para a combinação de chapas de 0.5+0.5 [mm] verifica-se o oposto, os resultados experimentais são superiores aos dos resultados obtidos pelo método dos elementos finitos.

Os gráficos seguintes apresentam a variação da tensão equivalente de von-Mises ao longo do tempo para três combinações de chapas e três classes do aço das chapas distintas, considerando uma distância ao bordo da chapa de 20 [mm].

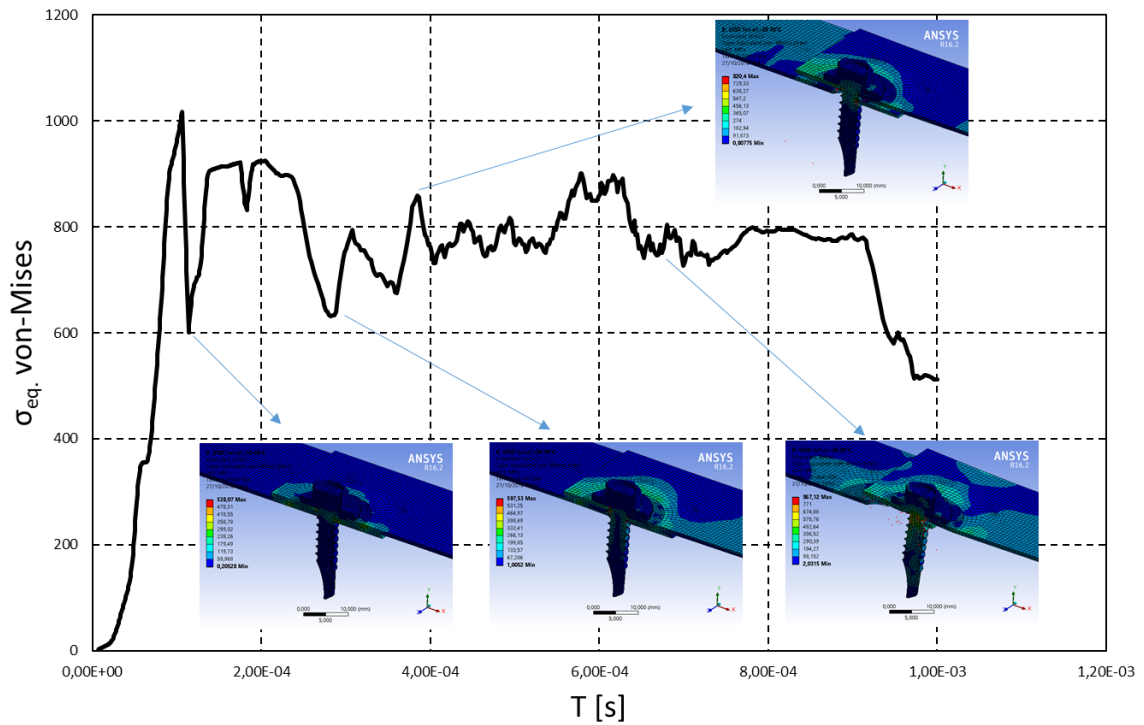


Figura 28 - Representação da tensão equivalente de von-Mises para uma combinação de chapas 1+1 [mm], com uma distância e_1 de 20 [mm] e para um aço SGD350, à temperatura ambiente.

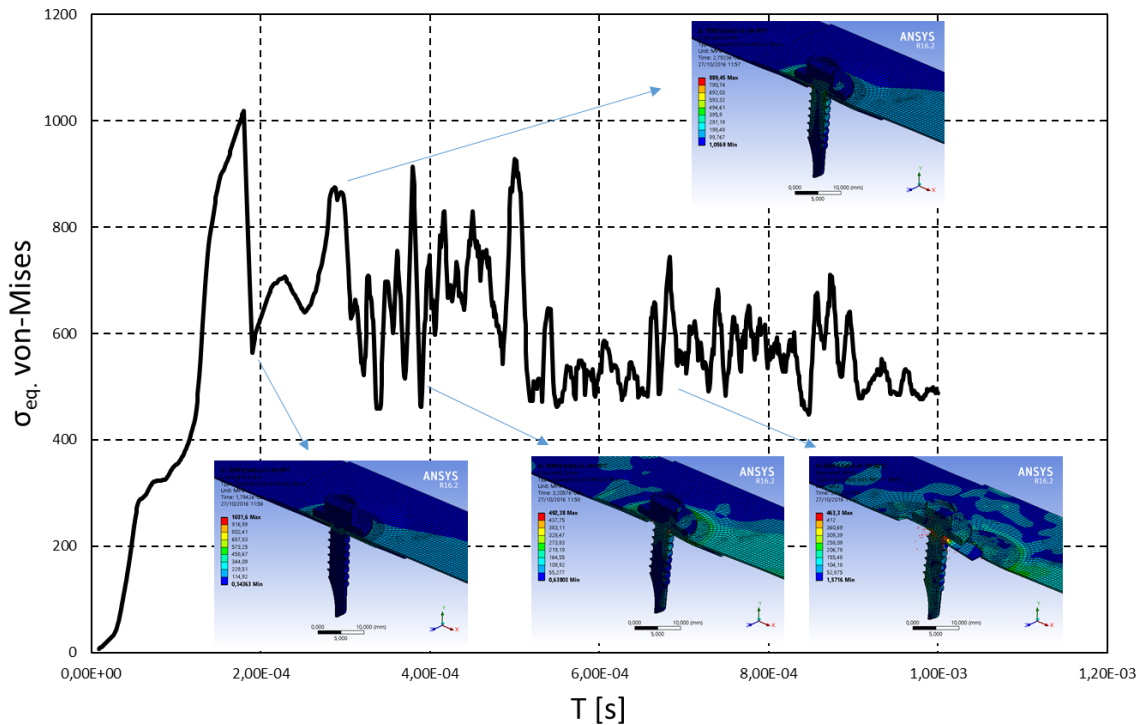


Figura 29 - Representação da tensão equivalente de von-Mises para uma combinação de chapas 0.5+0.5 [mm], com uma distância e_1 de 20 [mm] e para um aço SGD320, à temperatura ambiente.

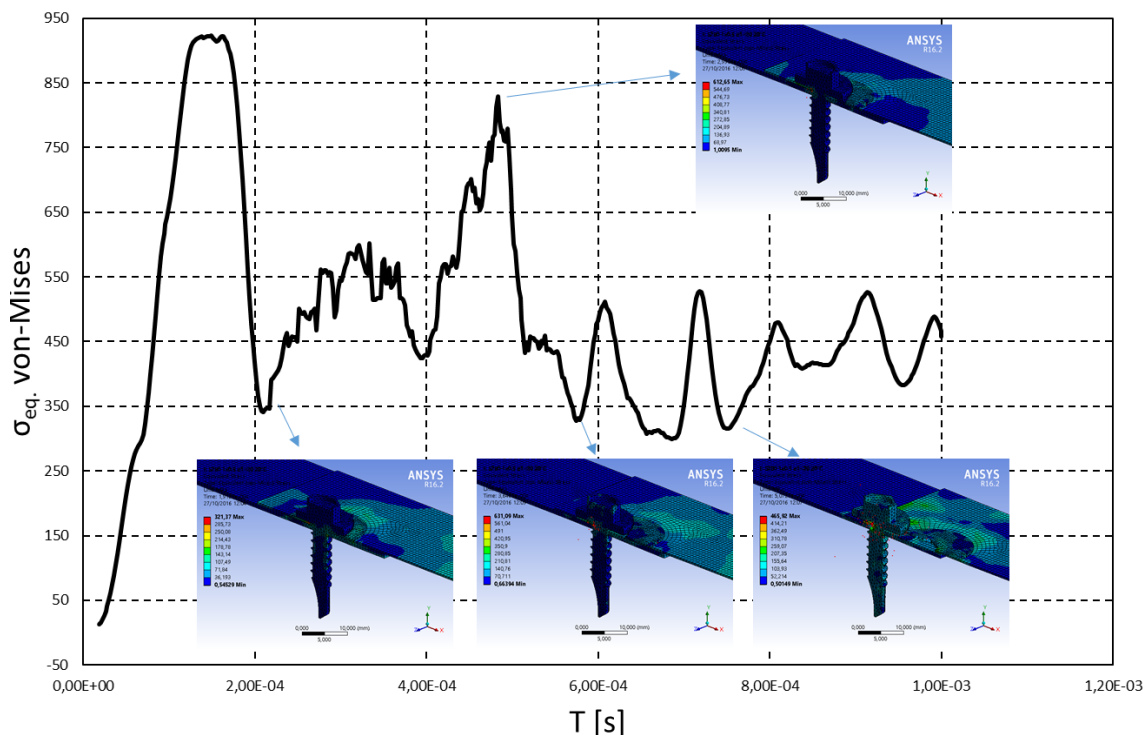


Figura 30 - Representação da tensão equivalente de von-Mises para uma combinação de chapas 1+0.5 [mm], com uma distância e1 de 20 [mm] e para um aço SGD280, à temperatura ambiente.

Pela análise dos gráficos anteriores é possível verificar a variação do estado de tensão no modelo. No caso da combinação da espessura das chapas 1+1 [mm], a chapa que sofre esmagamento é a chapa inferior, verificando aqui o aumento da resistência da chapa por parte da cabeça do parafuso. O mesmo se verifica para combinação 0.5+0.5 [mm].

Na Figura 30 é possível verificar as várias etapas da distribuição de tensões para a combinação 1+0.5 [mm], com a aplicação da carga linearmente crescente, mas que devido à erosão dos elementos finitos, pode-se visualizar uma distribuição de tensões com uma variação oscilatória que origina o esmagamento e o rasgamento total da chapa de 1 [mm].

5.5.2 Influência da espessura das chapas na resistência da ligação

A espessura das chapas é um fator que influencia a resistência da ligação, sendo importante verificar o comportamento da ligação em função da espessura das chapas a ligar e da variação da distância da furação ao bordo da chapa.

As simulações apresentadas nas secções seguintes consideram os valores nominais da tensão de cedência das chapas e a resistência do parafuso equivalente à classe 10.9. Estas simulações numéricas são realizadas considerando o método implícito, pelo que não

consideram a erosão dos elementos finitos. As análises consideram o comportamento não linear geométrico e material de todos os componentes. É aplicada uma carga mecânica continuamente crescente no tempo enquanto se mantiverem as condições de equilíbrio do modelo numérico.

Os valores da resistência máxima da ligação são obtidos pelo valor da carga aplicada no instante em que se deixam de verificar as condições necessárias para o equilíbrio do modelo.

Na Tabela 8 são apresentados os resultados numéricos para as classes de material SGD350 e SGD280, com combinações da espessura das chapas 0.5+0.5, 1+0.5, 2+0.5, 2+1 e 2+2, a distâncias da furação ao bordo da chapa de 10, 15 e 20 [mm] para a temperatura ambiente. Esta tabela apresenta igualmente o valor da resistência ao esmagamento da ligação, calculado através do Eurocódigo 3, parte 1.3, [16], considerando o coeficiente de segurança unitário.

As figuras seguintes representam a distribuição da tensão equivalente de von-Mises nas chapas e no parafuso no instante do colapso da ligação para a classe de aço SGD350, com uma distância da furação ao bordo da chapa de 20 [mm], para as combinações de espessuras: 0.5+0.5, 2+1 e 2+2 [mm]. As figuras distinguem as áreas deformadas plasticamente, limitadas na paleta de cores pelo valor da tensão de cedência nominal, das chapas e do parafuso, à temperatura correspondente.

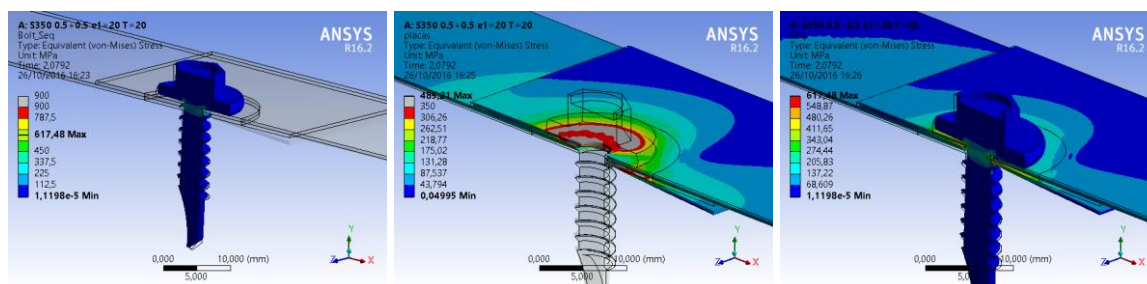


Figura 31 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.

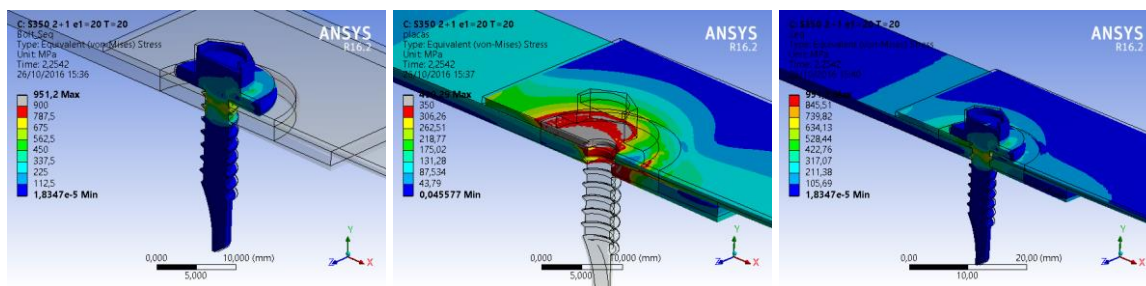


Figura 32 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+1 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.

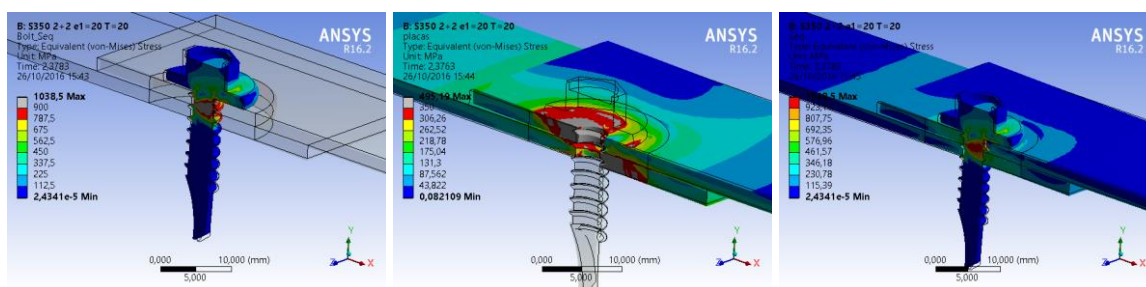


Figura 33 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.

As figuras apresentadas permitem concluir que, para chapas mais finas, existe uma plastificação das mesmas na região do furo. Nestes casos, o parafuso não atinge a tensão de cedência nominal, verificando que o modo de rotura da ligação é determinado pelo esmagamento das chapas e não pelo corte do parafuso.

As chapas mais espessas apresentam uma área de plastificação menor do que as chapas mais finas. O parafuso apresenta uma área de plastificação no plano de corte, o que permite concluir o modo de rotura preponderante, neste caso, por corte no parafuso.

Tabela 8 - Influência da espessura das chapas na resistência da ligação à temperatura ambiente.

Material das Chapas	Esp. chapas	e_1 [mm]	P_Num [kN]	$F_{b,Rd}$ [kN]	P_Num/ $F_{b,Rd}$
SGD350	0.5+0.5	10	1,64	1,12	1.47
		15	1,62		1.45
		20	1,58		1.41
	1+0.5	20	2,86	4,29	2.56
	2+0.5	20	3,40		3.04
	2+1	20	5,08		1.19
	2+2	10	8,34	7.13	0.94
		15	8,54		0.96
		20	7,56		0.85
SGD280	0.5+0.5	10	1,42	0.89	1.59
		15	1,40		1.57
		20	1,36		1.53
	1.0+0.5	20	2,31	3.42	2.59
	2+0.5	20	3,62		4.06
	2+1	20	5,72		1.67
	2+2	10	6,36	7.13	0.89
		15	6,55		0.92
		20	6,45		0.90

Através da análise da Tabela 8 é possível verificar que a carga de colapso da ligação varia significativamente com a espessura das chapas e com a classe de resistência do material. Para a combinação 0.5+0.5, verifica-se que a distância e_1 de 10 [mm] é a que possui maior resistência, independentemente da classe do material. A combinação 2+2 apresenta uma maior resistência quando o e_1 é de 15 [mm], também para ambas classes de material.

Para as combinações de chapas 1+0.5 e 2+0.5 verifica-se um aumento da resistência da ligação, quando comparado com os resultados da combinação 0.5+0.5. O rácio mostra o sobredimensionamento por parte do Eurocódigo para estas ligações, para ambas as classes de material.

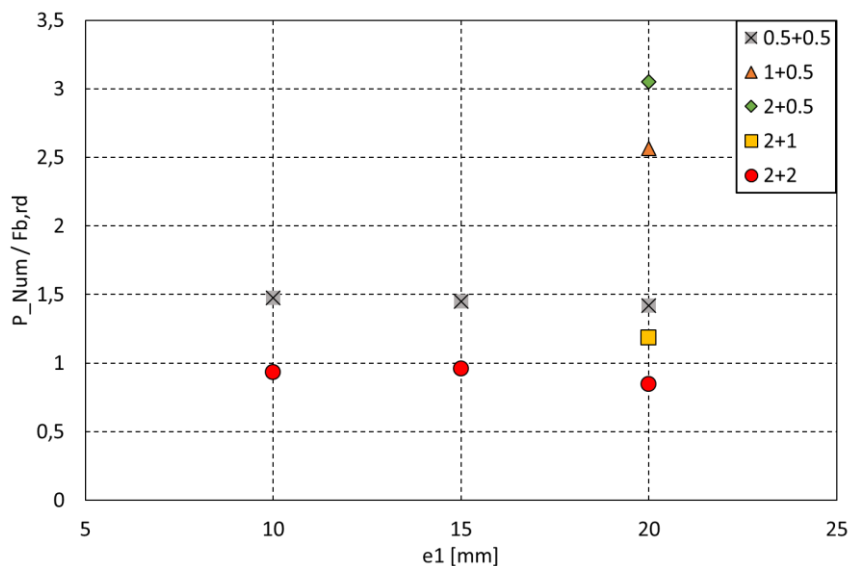


Figura 34 - Rácio entre a carga de colapso e a força de esmagamento calculada através do EC3 - 1.3 [16], para diferentes distâncias e1, para a classe SGD350.

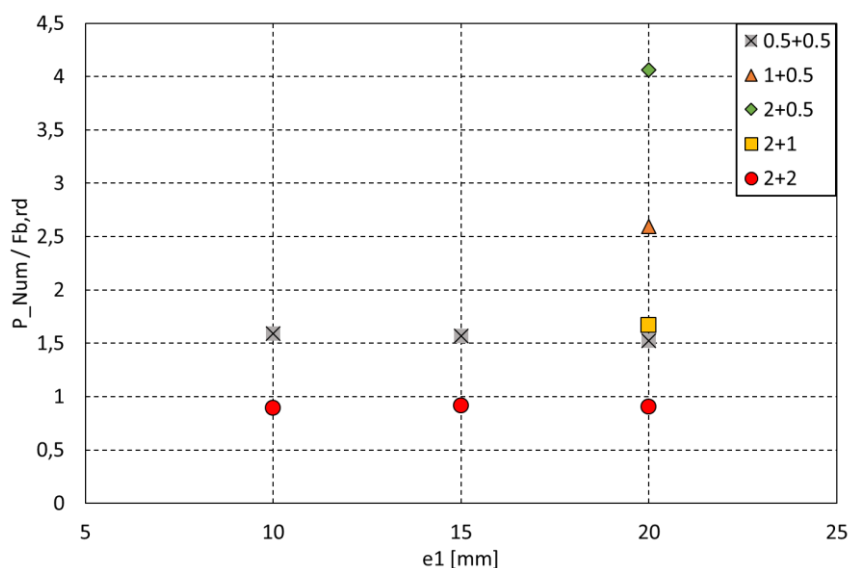


Figura 35 - Rácio entre a carga de colapso e a força de esmagamento calculada através do EC3 - 1.3 [16], para diferentes distâncias e1, para a classe SGD280.

Através da análise dos gráficos anteriores pode-se verificar que os resultados numéricos das ligações, cujo modo de colapso é devido essencialmente ao esmagamento das chapas, é superior aos resultados obtidos pelo método simplificado do Eurocódigo 3 parte 1-3. Esta margem de segurança ocorre para as chapas mais finas, mas não se verifica no caso das chapas mais espessas.

5.5.3 Influência do efeito de bordo na resistência da ligação

A distância da furação à extremidade da placa é um parâmetro que determina a capacidade resistente da ligação. Este parâmetro é considerado no método simplificado do cálculo da resistência ao esmagamento do EC3 parte 1-8 mas não no método apresentado no Eurocódigo 3 parte 1.3.

As simulações numéricas consideram diferentes distâncias $e1$, igual a 10, 15 e 20 [mm], para duas classes de aço diferentes: SGD280 e SGD350. É estudado igualmente o efeito da espessura das chapas no comportamento das ligações, conforme é apresentado na Tabela 9. Estas simulações são realizadas à temperatura ambiente.

A Tabela 9 apresenta, para efeitos de comparação, os resultados da resistência ao esmagamento determinada pelo Eurocódigo 3 parte 1.3.

Tabela 9 - Influência do efeito de bordo na resistência da ligação à temperatura ambiente.

Material das Chapas	Combinação	e ₁ [mm]	P_Num [kN]	F _{b,Rd}	P_Num/ F _{b,Rd}
SGD350	0.5+0.5	10	1,64	1.12	1.47
		15	1,62		1.452
		20	1,58		1.42
	1+0.5	10	2,53	4.29	2.27
		20	2,86		2.57
	2+0.5	10	2,74	8.92	2.45
		20	3,40		3.04
	2+1	10	5,21	7.13	1.21
		20	5,08		1.19
	2+2	10	8,34	7.13	0.94
		15	8,54		0.96
		20	7,56		0.85
SGD280	0.5+0.5	10	1,42	0.892	1.59
		15	1,40		1.57
		20	1,36		1.53
	1+0.5	10	2,04	3.43	2.29
		20	2,31		2.59
	2+0.5	10	2,22	7.13	2.49
		20	3,62		4.06
	2+1	10	4,35	7.13	1.27
		20	5,72		1.67
	2+2	10	6,36	7.13	0.89
		15	6,55		0.92
		20	6,45		0.90

A distribuição das tensões equivalentes de von-Mises, no instante do colapso da ligação, são apresentadas nas figuras seguintes para a classe de aço SGD350, com duas distâncias da furação ao bordo da chapa, 10 e 20 [mm], para as combinações de espessuras: 0.5+0.5, 2+1 e 2+2 [mm].

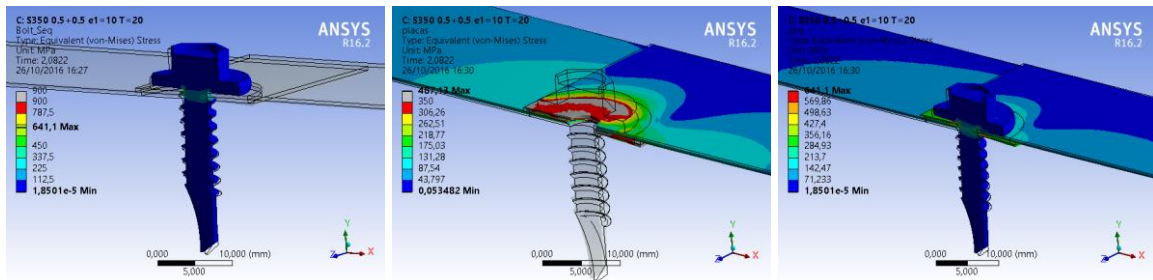


Figura 36 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.

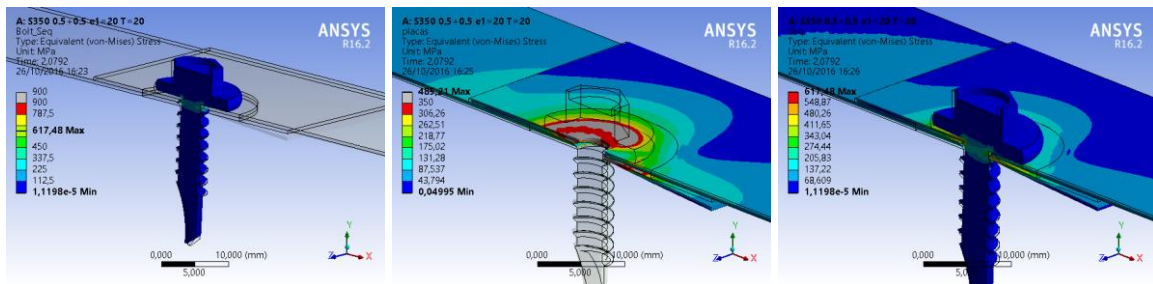


Figura 37 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.

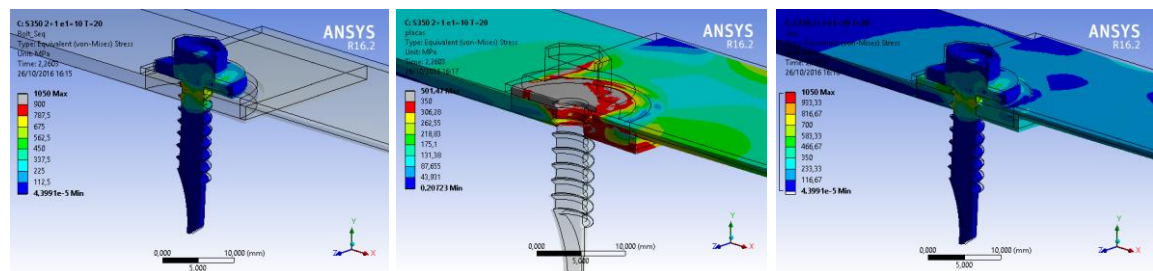


Figura 38 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+1 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.

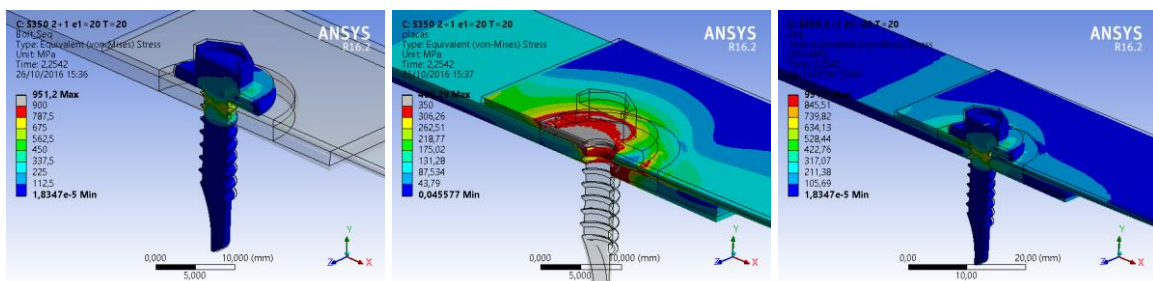


Figura 39 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+1 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.

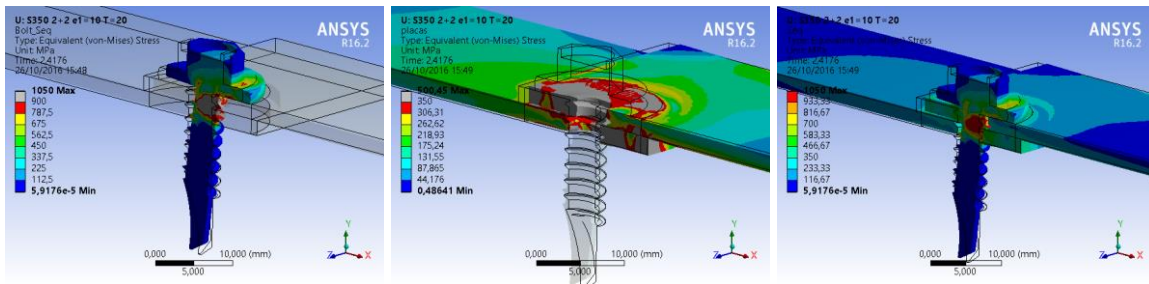


Figura 40 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.

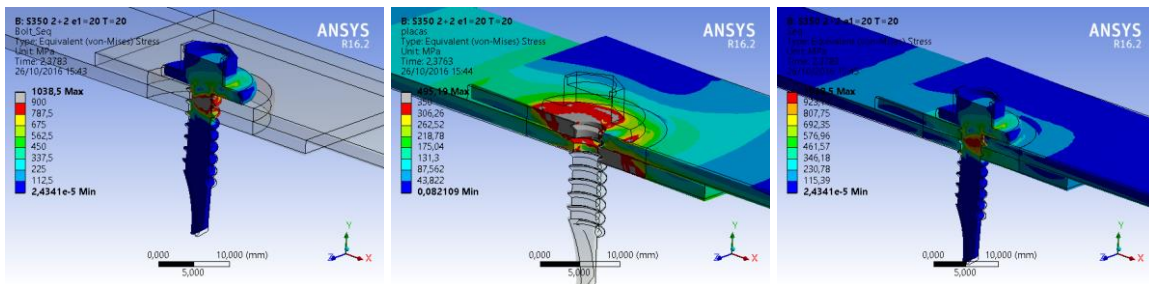


Figura 41 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.

Pela análise da distribuição das tensões verifica-se que, independentemente da combinação de chapas e para a distância de furação ao bordo da chapa de 10 [mm], toda a área das chapas desde o furo à extremidade se encontra plastificada. Para uma distância de 20 [mm], a área de plastificação é menor, aumentando com a diminuição da espessura das chapas a ligar.

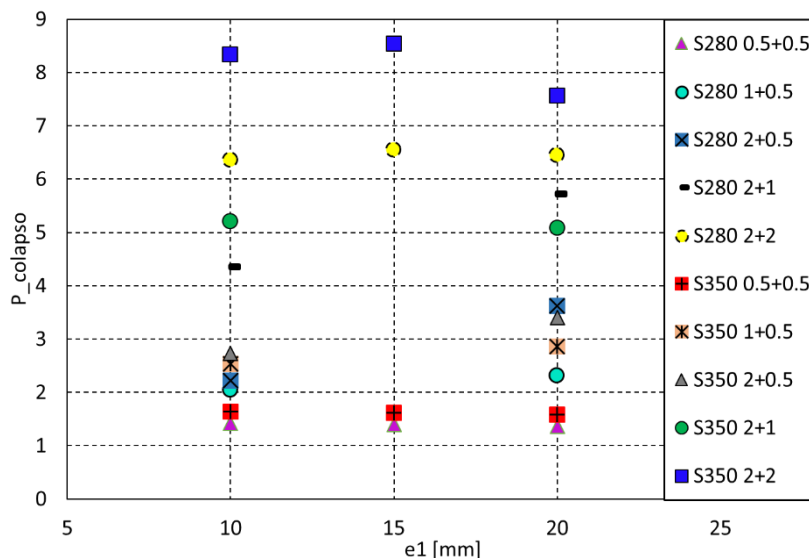


Figura 42 - Carga de colapso para diferentes distâncias e1, para a classe SGD280 e SGD350.

Os resultados obtidos mostram uma maior resistência das ligações das chapas 1+0.5 e 2+0.5 [mm] com o aumento da distância da furação ao bordo da chapa, para ambas as classes de material. Para a ligação 0.5+0.5 [mm], verifica-se que a distância e_1 de 10 [mm] é mais favorável. Para a ligação com chapas de 2+2 [mm] é a distância de bordo de 15 [mm] que resulta numa resistência superior, em ambas as classes de material.

Comparando os resultados numéricos das ligações com os resultados obtidos pelo método simplificado do Eurocódigo 3 parte 1-3, verifica-se uma margem de segurança para as chapas mais finas, mas não se verifica no caso das chapas mais espessas.

5.5.4 Influência da classe do aço na resistência da ligação

Todos os métodos simplificados de dimensionamento das ligações aparafusadas, apresentados nas secções anteriores, consideram a resistência da ligação em função da resistência do material dos elementos a ligar. A tensão de cedência das chapas é determinante para a resistência ao esmagamento da ligação, enquanto a resistência última do material dos parafusos influencia a resistência ao corte do parafuso.

O estudo da influência da classe do material das chapas é realizado através de três classes distintas do aço (SGD280, SGD320 e SGD350) com combinações de chapas de espessura iguais (0.5+0.5 e 2+2) e as três distâncias de bordo (10, 15 e 20 [mm]), à temperatura ambiente.

As ligações analisadas são apresentadas na Tabela 10, na qual é igualmente apresentado o valor da resistência ao esmagamento determinado pelo Eurocódigo 3 parte 1-3.

Tabela 10 - Influência da classe de resistência do aço das chapas na resistência da ligação à temperatura ambiente.

Material das Chapas	Combinação	e_1 [mm]	P_Num [kN]	$F_{b,Rd}$ [kN]	P_Num/ $F_{b,Rd}$
SGD350	0.5+0.5	10	1,64	1.12	1.47
		15	1,62		1.45
		20	1,58		1.42
	2+2	10	8,34	8.92	0.94
		15	8,54		0.96
		20	7,56		0.848
SGD320	0.5+0.5	10	1,55	1.02	1.53
		15	1,53		1.50
		20	1,50		1.47
	2+2	10	7,03	8.15	0.86
		15	7,18		0.88
		20	7,14		0.87
SGD280	0.5+0.5	10	1,42	0.89	1.59
		15	1,40		1.57
		20	1,36		1.53
	2+2	10	6,36	7.13	0.89
		15	6,55		0.92
		20	6,45		0.90

Comparando a mesma combinação de chapas e a mesma distância da furação ao bordo da chapa, verifica-se um decréscimo da resistência da ligação com a utilização de um aço de classe inferior. Para todas as classes analisadas e para as espessuras de chapa 2+2 [mm], verifica-se que os resultados obtidos numericamente são inferiores aos resultados da resistência ao esmagamento do Eurocódigo 3 parte 1.3, considerando um coeficiente parcial de segurança unitário. No caso de ser utilizado o coeficiente parcial de segurança igual a 1.25, o rácio apresentado é sempre superior à unidade, mas sem apresentar a margem de segurança pretendida.

Os resultados e a respetiva comparação, são apresentados na Figura 43, no qual se verifica que a maioria dos resultados fica fora de uma margem de 10%, havendo por um lado um sobredimensionamento da resistência da ligação, e noutros casos um défice de segurança.

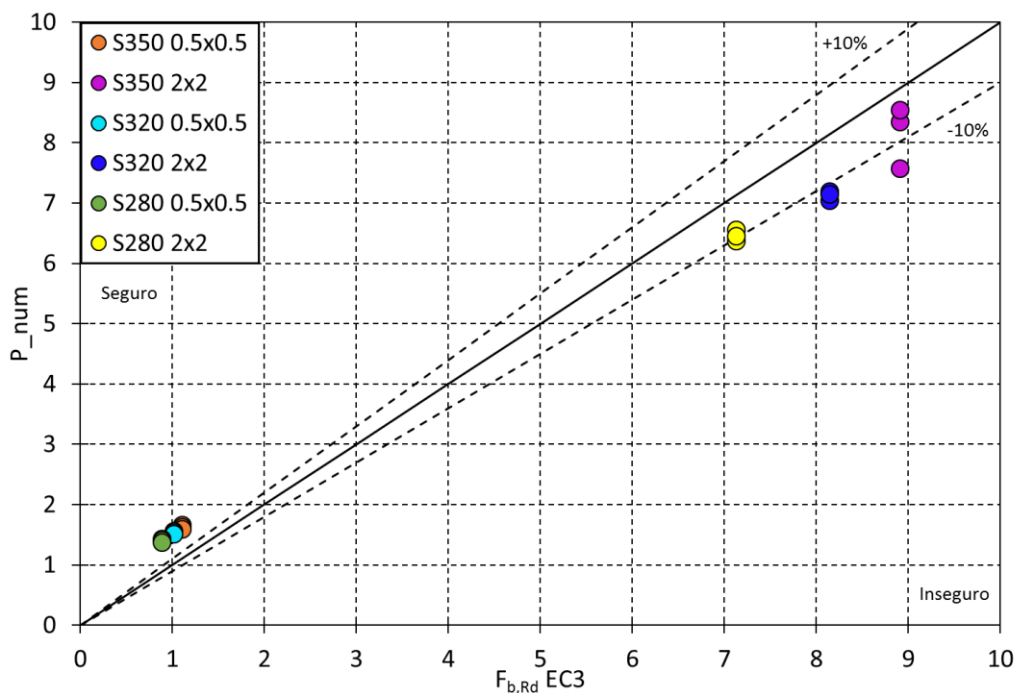


Figura 43 - Influência da classe do aço na resistência da ligação. Comparação dos resultados numéricos com os do EC3 - 1.3.

As tensões equivalentes de von-Mises, no instante do colapso da ligação, são apresentadas nas figuras seguintes para as classes de aço SGD350, SGD320 e SGD280 com combinações de espessuras de 0.5+0.5 e 2+2 [mm], com a distância da furação ao bordo da chapa de 20 [mm].

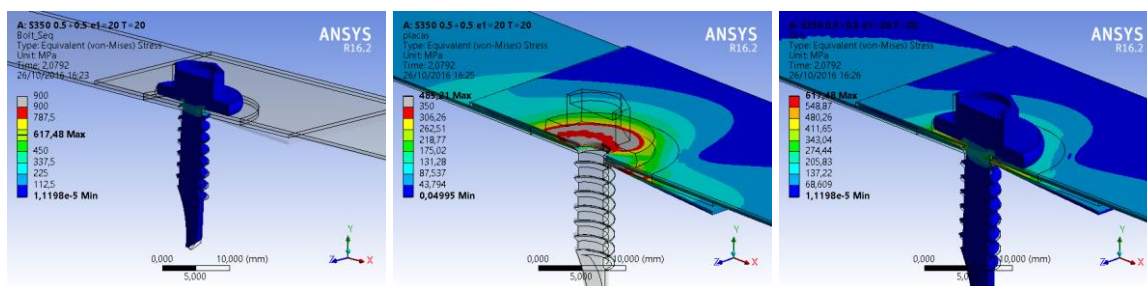


Figura 44 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.

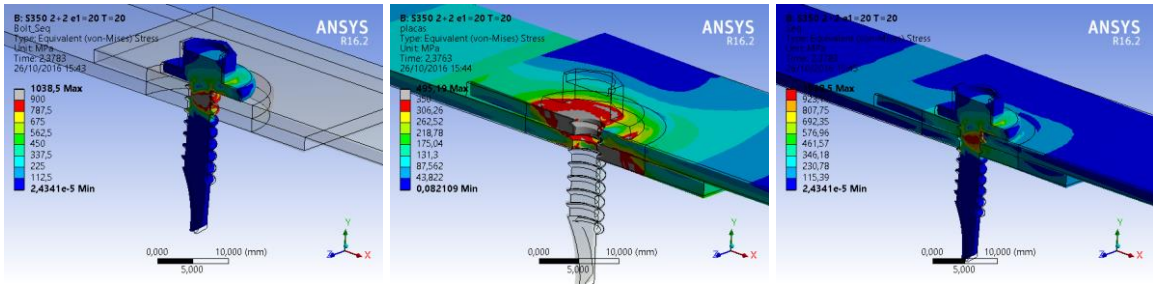


Figura 45 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD350 à temperatura ambiente.

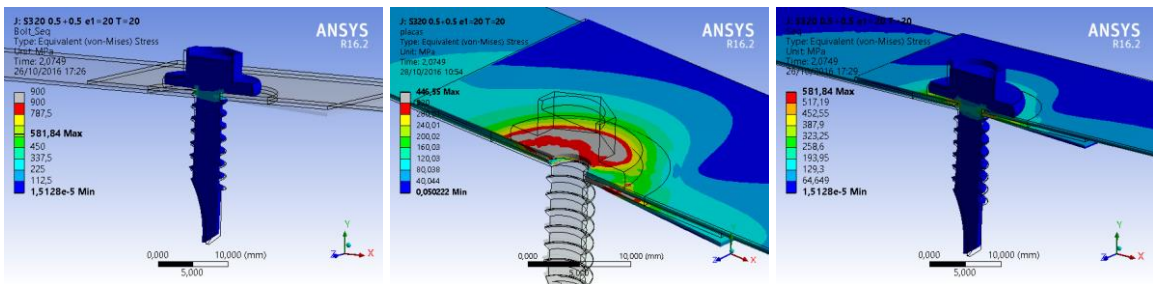


Figura 46 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD320 à temperatura ambiente.

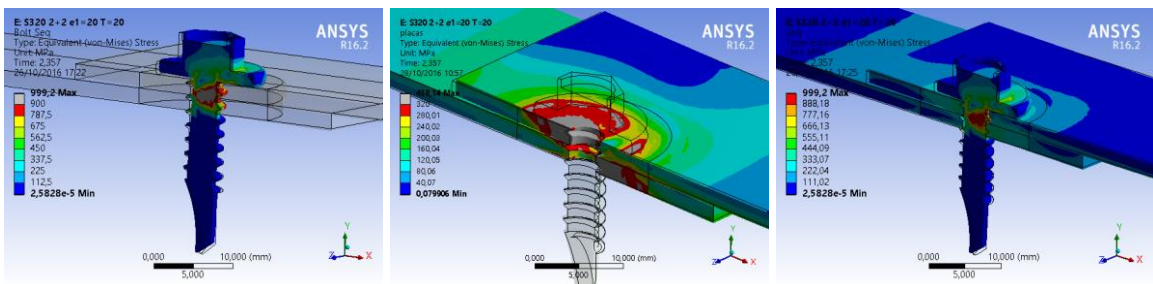


Figura 47 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD320 à temperatura ambiente.

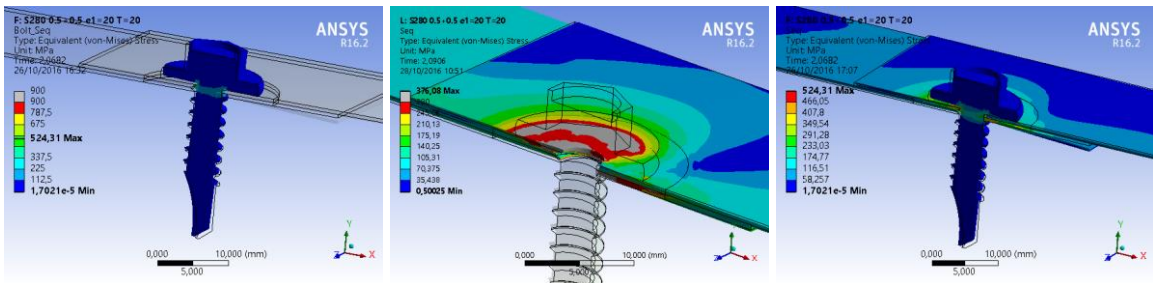


Figura 48 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD280 à temperatura ambiente.

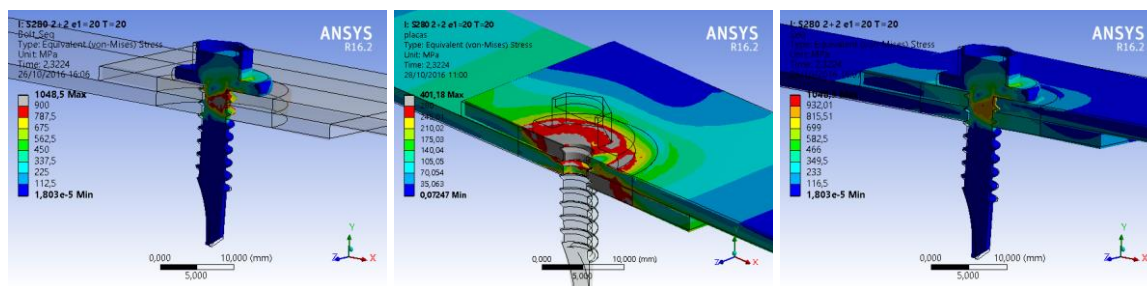


Figura 49 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 20 [mm] para um aço SGD280 à temperatura ambiente.

A classe de resistência do aço das chapas tem uma influência direta na distribuição de tensões. Quando se diminui a classe de material, verifica-se uma área de platificação das chapas superior, como seria de esperar, e uma diminuição da plastificação do parafuso no caso de chapas mais espessas.

5.5.5 Influência da temperatura na resistência da ligação

Quando um elemento estrutural ou a sua ligação é sujeita um aumento de temperatura, proveniente por exemplo da ação acidental de um incêndio, sofre uma redução da sua capacidade resistente. O aumento de temperatura do aço origina uma diminuição da resistência elástica e da rigidez do material.

Assim, um elemento ou ligação dimensionado à temperatura ambiente para suportar uma determinada capacidade de carga poderá atingir o colapso a temperaturas elevadas, se a sua perda de resistência não for considerada. No caso da verificação de segurança das ligações a temperaturas elevadas o Eurocódigo 3 parte 1.2 diminui a capacidade resistente unicamente através de um fator de redução para a temperatura dos parafusos em relação à resistência à temperatura ambiente.

Pretende-se realizar um conjunto de simulações numéricas que analisem as ligações aparafusadas a temperaturas elevadas e verifiquem a margem de segurança do método simplificado do eurocódigo 3 parte 1.2.

São apresentados dois conjuntos de resultados. O primeiro conjunto de simulações numéricas analisa a influência das espessuras das chapas, considerando as distâncias ao bordo de 10 e 20 [mm] e as classes do aço SGD350 e SGD280. Estas simulações, apresentadas na Tabela 11, são realizadas à temperatura de referência de 20, 500 e 600 [°C].

As tensões equivalentes de von-Mises, no momento do colapso da ligação, são apresentadas nas figuras seguintes para a classe de aço SGD350, com distância da furação

ao bordo da chapa de 10 [mm], para as combinações de espessuras: 0.5+0.5 e 2+2 [mm] a 500 e 600 [°C].

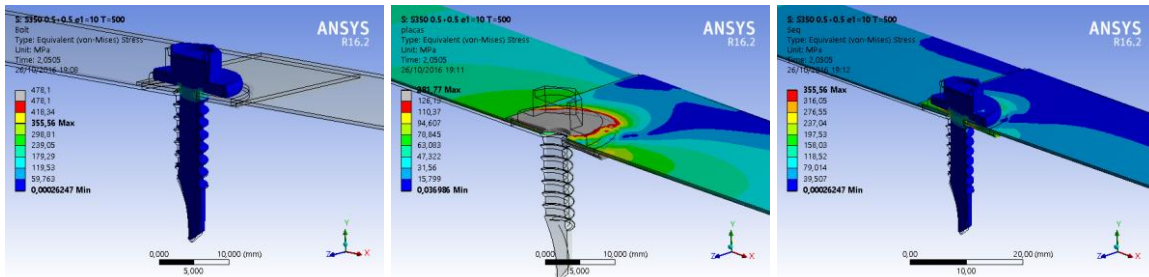


Figura 50 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 500 [°C].

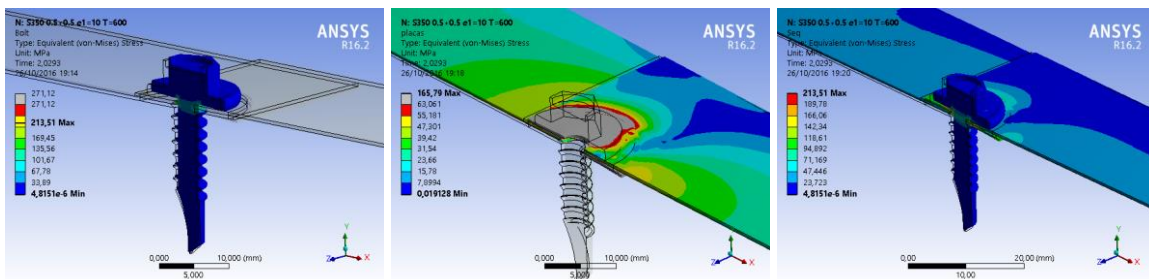


Figura 51 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 600 [°C].

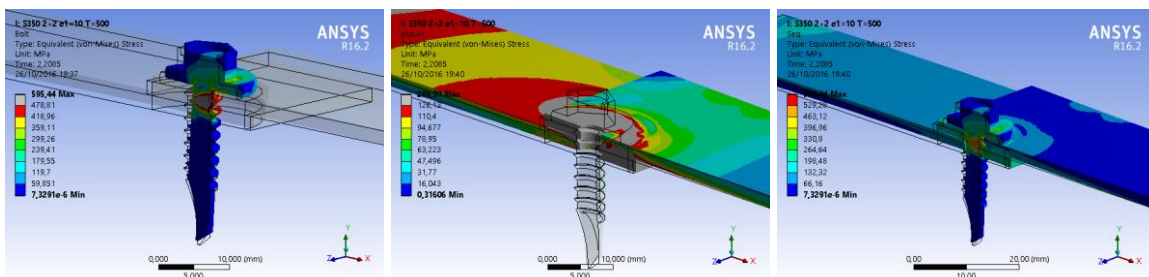


Figura 52 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 500 [°C].

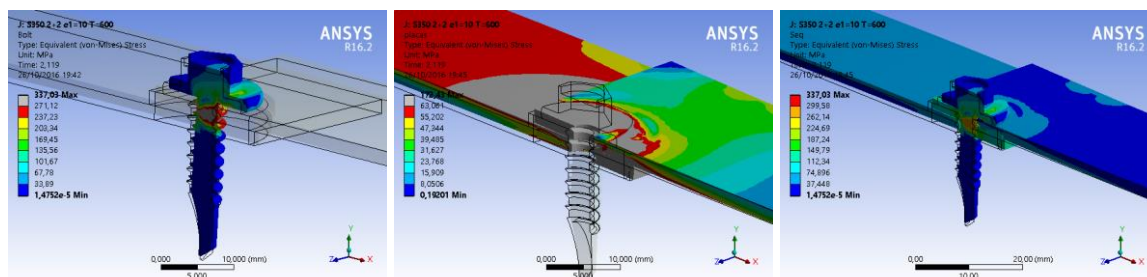


Figura 53 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 600 [°C].

Com o aumento da temperatura verifica-se um aumento da área plastificada dos elementos. A Tabela 11 apresenta os resultados das simulações numéricas e a respectiva comparação com o método simplificado.

Tabela 11 - Influência da temperatura na carga de colapso a 500 e 600 [°C] para várias combinações de chapas para o aço SGD280 e SGD350.

Esp. chapas	e_1 [mm]	Temp. [°C]	P_Num [kN]		Resultados dos EC3-1.2	
			SGD280	SGD350	SGD280	SGD350
0.5+0.5	10	20	1,42	1,64	0.89	1.12
		500	0,86	1,01	0.49	0.61
		600	0,50	0,59	0.20	0.25
	20	20	1,36	1,58	0.89	1.12
		500	0,81	0,95	0.49	0.61
		600	0,47	0,55	0.20	0.25
1+0.5	10	20	2,04	2,53	0.89	1.12
		500	1,22	1,48	0.49	0.61
		600	0,68	0,86	0.20	0.25
	20	20	2,31	2,86	0.89	1.12
		500	1,41	1,67	0.49	0.61
		600	0,71	0,95	0.20	0.25
2+0.5	10	20	2,22	2,74	0.89	1.12
		500	1,33	1,59	0.49	0.61
		600	0,79	0,94	0.20	0.25
	20	20	3,62	3,4	0.89	1.12
		500	2,15	2,04	0.49	0.61
		600	0,88	1,24	0.20	0.25
2+1	10	20	4,35	5,21	3.43	4.29
		500	2,47	3,18	1.89	2.36
		600	1,54	1,90	0.75	0.94
	20	20	5,72	5,08	3.43	4.29
		500	3,66	4,28	1.89	2.36
		600	1,97	2,27	0.75	0.94
2+2	10	20	6,36	8,34	7.13	8.92
		500	3,58	4,17	3.92	4.90
		600	2,11	2,38	1.57	1.96
	20	20	6,45	7,56	7.13	8.92
		500	3,63	4,15	3.92	4.90
		600	2,04	2,33	1.57	1.96

Comparando os resultados obtidos com as duas classes de aço, sempre que estão envolvidas chapas de 0.5 [mm], quando a ligação é sujeita a uma temperatura de 500 [°C] verifica-se que a resistência das ligações está compreendida entre 58 e 62% da resistência à temperatura ambiente. No caso das chapas de 2+2 [mm] a resistência da ligação a 500 [°C] é de 64 e 84% do valor à temperatura ambiente, para as classes SGD280 e SGD350,

respetivamente. Estes valores podem ser comparados com o coeficiente de redução para os parafusos a 500 [°C], de valor igual a 0,55.

Os resultados também mostram que o aumento da classe do aço só origina uma redução significativa da resistência da ligação a temperaturas elevadas quando são utilizadas chapas de espessura superior.

Os resultados numéricos são igualmente apresentados na Figura 54 e Figura 55.

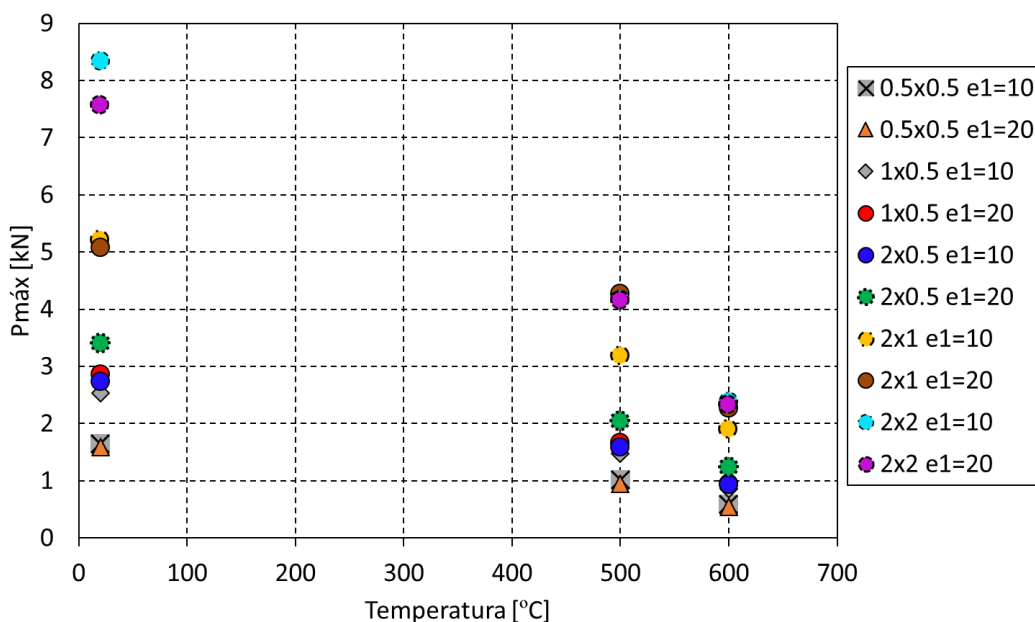


Figura 54 - Influência da temperatura na carga de colapso a 500 e 600 [°C] para várias combinações de chapas para o aço SGD350.

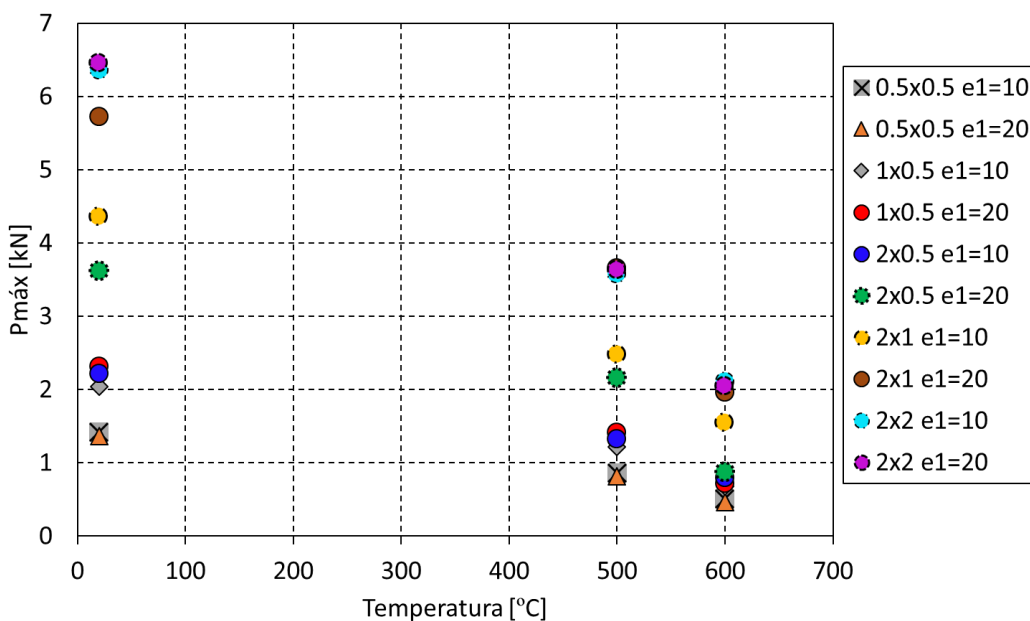


Figura 55 - Influência da temperatura na carga de colapso a 500 e 600 [°C] para várias combinações de chapas, com uma classe de material SGD280.

Com o objetivo de se realizar uma análise paramétrica mais alargada acerca da influência da temperatura na resistência das ligações, foram realizadas várias simulações numéricas, variando a temperatura de acordo com os valores de 20, 200, 400, 500, 600 e 800 [°C]. Foram considerados os casos limite em relação à espessura das chapas, de 0.5+0.5 e 2+2 [mm], e as distâncias ao bordo da chapa de 10, 15 e 20 [mm].

Os resultados de duas simulações a 800 [°C], para as duas espessuras de chapas analisadas são apresentados nas figuras seguintes, quanto à distribuição das tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso. Os resultados das restantes temperaturas analisadas são apresentados no anexo A2.

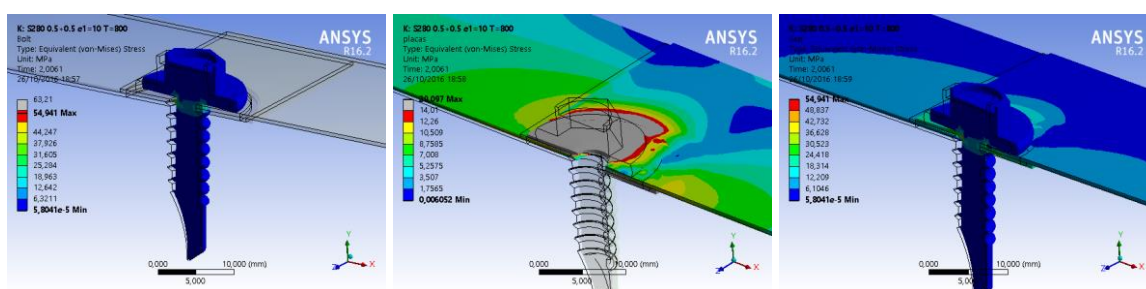


Figura 56 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 800 [°C].

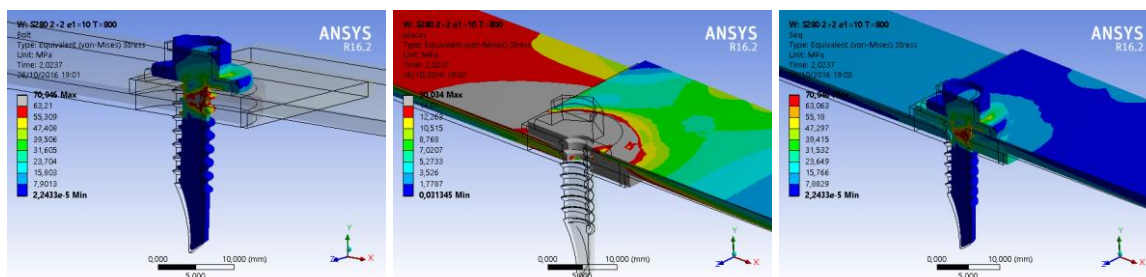


Figura 57 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 800 [°C].

As figuras mostram que nos dois casos apresentados a área das chapas que vai desde a furação até à extremidade das mesmas se encontra totalmente plastificada, isto é, com tensões instaladas superiores ao valor da tensão de cedência à temperatura de 800 [°C].

Os resultados globais deste conjunto de simulações numéricas são apresentados na Tabela 12 e simultaneamente comparados com os resultados do Eurocódigo 3 parte 1.2.

Tabela 12 - Influência da temperatura na resistência da ligação a temperaturas elevadas para o aço SGD280 e SGD350.

Esp. Chapas	e_1 [mm]	Temp. [°C]	P_Num [kN]		Resultados EC3		
			SGD280	SGD350	SGD280	SGD350	
0.5+0.5	10	20	1,42	1,64	0.89	1.12	
		200	1,33	1,53	0.83	1.04	
		400	1,04	1,19	0.69	0.86	
		500	0,86	1,01	0.49	0.61	
		600	0,51	0,59	0.20	0.25	
		800	0,12	0,15	0.06	0.07	
	15	20	1,40	1,62	0.89	1.12	
		200	1,28	1,50	0.83	1.04	
		400	1,00	1,15	0.69	0.86	
		500	0,83	0,97	0.49	0.61	
		600	0,48	0,56	0.20	0.25	
		800	0,12	0,11	0.06	0.07	
	20	20	1,36	1,58	0.89	1.12	
		200	1,26	1,47	0.83	1.04	
		400	0,96	1,13	0.69	0.86	
		500	0,81	0,95	0.49	0.61	
		600	0,47	0,55	0.20	0.25	
		800	0,12	0,14	0.06	0.07	
	2+2	10	20	6,36	8,34	7.13	8.92
			200	6,01	6,99	6.67	8.34
			400	4,60	5,28	5.53	6.91
			500	3,58	4,17	3.92	4.90
			600	2,11	2,38	1.57	1.96
			800	0,47	0,54	0.48	0.60
15		20	6,55	8,54	7.13	8.92	
		200	6,24	7,17	6.67	8.34	
		400	4,62	5,25	5.53	6.91	
		500	3,76	4,22	3.92	4.90	
		600	2,14	2,42	1.57	1.96	
		800	0,49	0,56	0.48	0.60	
20		20	6,45	7,56	7.13	8.92	
		200	6,03	6,88	6.67	8.34	
		400	4,54	5,15	5.53	6.91	
		500	3,63	4,15	3.92	4.90	
		600	2,04	2,33	1.57	1.96	
		800	0,49	0,56	0.48	0.60	

Utilizando a metodologia do método simplificado do Eurocódigo 3 parte 1.3, de definir a resistência da ligação a temperaturas elevadas em função da resistência à temperatura ambiente e de um fator de redução que reproduz o efeito da temperatura ($k_{b,\theta}$), é possível determinar um fator de redução numérico, (k_{b-num}), para determinação da resistência da ligação a temperaturas elevadas. Este coeficiente é calculado dividindo a resistência da ligação à temperatura T pela resistência à temperatura ambiente. A variação deste coeficiente com a temperatura e a sua comparação com o definido pelo Eurocódigo 3 parte 1.2 é apresentado na Figura 58 à Figura 61, para os diferentes parâmetros considerados.

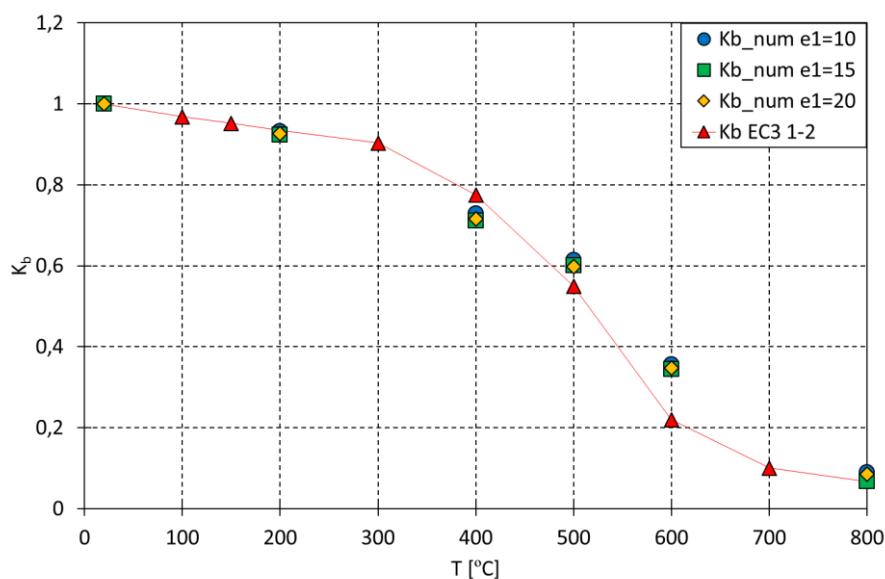


Figura 58 - Comparação do k_b numérico com o k_b proposto pelo EC3 1-2 para uma combinação de chapas 0.5+0.5 e classe do aço SGD350.

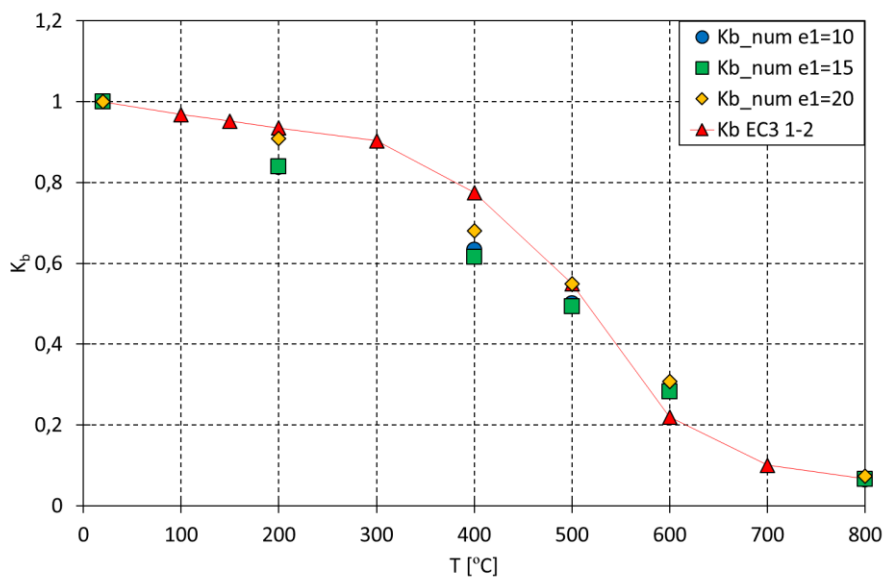


Figura 59 - Comparação do k_b numérico com o k_b proposto pelo EC3 1-2 para uma combinação de chapas 2+2 e classe do aço SGD350.

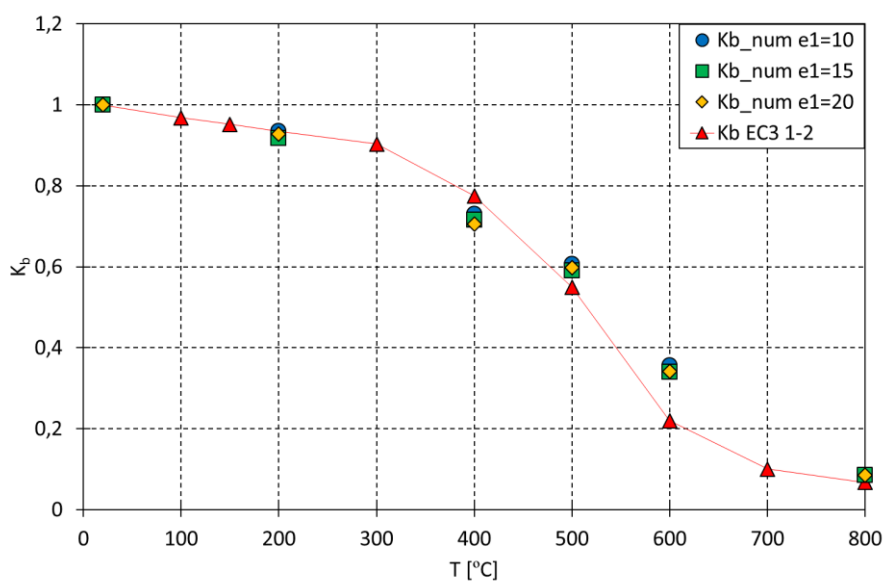


Figura 60 - Comparação do k_b numérico com o k_b proposto pelo EC3 1-2 para uma combinação de chapas 0.5+0.5 e classe do aço SGD280.

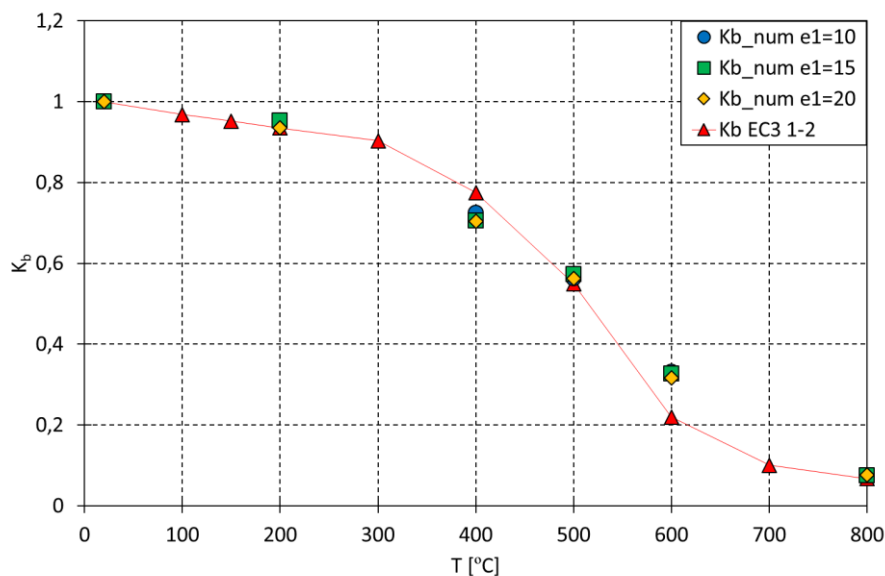


Figura 61 - Comparação do k_b numérico com o k_b proposto pelo EC3 1-2 para uma combinação de chapas 2+2 e classe do aço SGD280.

Comparando o valor do k_b numérico com o k_b proposto pelo Eurocódigo para a combinação de chapas de aço de 0.5+0.5 e classe SGD350, verifica-se que, com a exceção dos resultados a 400 [°C], os valores dos coeficientes de redução do EC3 parte 1-2 são inferiores aos obtidos por via numérica, garantindo a segurança da ligação a temperaturas elevadas. Quando são utilizadas chapas de 2+2 [mm], os coeficientes de redução entre os 200 e os 500 [°C] não são os adequados para garantir a segurança das ligações expostas a temperaturas elevadas, qualquer que seja a distância de bordo da furação.

No caso da classe do aço SGD280, os resultados numéricos são inferiores aos valores do EC3 parte 1.2 para todas as simulações realizadas, de espessura de chapa e da distância de bordo da furação, à temperatura de 400 [°C]. Nos restantes casos, os valores são tendencialmente inferiores aos resultados numéricos, garantindo a segurança das ligações.

Capítulo 6: Conclusões e trabalhos futuros

6.1 Conclusões gerais

Este trabalho foi realizado com o objetivo de analisar o comportamento de ligações aparafusadas autoperfurantes de chapas finas a temperaturas elevadas, através do método dos elementos finitos. Foram realizadas várias simulações, através do método implícito e pelo método dinâmico explícito, e apresentada uma análise comparativa dos resultados obtidos numericamente com os resultados experimentais de referência e os obtidos pelos métodos simplificados presentes nos Eurocódigos 3 partes 1.3 e 1.2. Foi analisada a influência da classe do aço das chapas, da espessura das chapas, da distância da furação ao bordo da chapa e o efeito da temperatura.

O método dinâmico explícito, implementado no Ansys permitiu determinar o valor da carga máxima da ligação ocorrida numa deformação de referência de 3 [mm]. Este método apresenta-se como sendo o mais adequado para simular e comparar o comportamento das ligações testadas experimentalmente.

Os resultados numéricos do método explícito, relativos à combinação de chapas de 1+1 [mm], permitem concluir que a resistência da ligação obtida numericamente é ligeiramente inferior ao valor obtido experimentalmente, para as várias classes de aço. No caso das chapas de 0.5+0.5 [mm] verifica-se o oposto, sendo os resultados experimentais superiores aos dos resultados obtidos pelo método numérico.

As simulações numéricas baseadas no método implícito foram realizadas com o objetivo de se analisar de modo alargado a influência dos vários fatores na resistência das ligações. A análise dos resultados mostra o aumento da resistência da ligação com a classe do aço das chapas.

A espessura e a combinação das chapas têm uma influência direta na resistência da ligação, concluindo-se que uma chapa de menor espessura, quando colocada do lado da cabeça do parafuso, pode duplicar a resistência da ligação.

Em relação à influência do efeito de bordo, os resultados permitem afirmar que para uma distância maior da furação ao bordo da chapa, 20 [mm], nem sempre se traduz em ganhos de resistência para a ligação.

As simulações realizadas a temperaturas elevadas apresentam um aumento da área plastificada dos com a temperatura. Os resultados numéricos foram utilizados para a determinação de um coeficiente de redução numérico (k_b) da resistência da ligação em função da temperatura e comparados com os resultados definidos pelo Eurocódigo 3 parte 1.2. Para a combinação de chapas de aço de 0.5+0.5 e classe do aço SGD350, verifica-se que, com a exceção dos resultados a 400 [°C], os valores dos coeficientes de redução do EC3 parte 1-2 são inferiores aos obtidos por via numérica, mostrando-se do lado da segurança. Quando são utilizadas chapas de 2+2 [mm], os coeficientes de redução entre os 200 e os 500 [°C] não são os adequados para garantir a segurança das ligações expostas a temperaturas elevadas, qualquer que seja a distância de bordo da furação.

Para a classe do aço SGD280 só os resultados numéricos à temperatura de 400 [°C] são inferiores aos valores do EC3 parte 1.2. Nos restantes casos, os valores são tendencialmente inferiores aos resultados numéricos, garantindo a segurança das ligações.

6.2 Linhas futuras de investigação

As ligações de perfis enformados a frio através de parafusos autoperfurantes é um tema de extrema importância, quando se trata de estruturas construídas em aço leve. Assim, para dar continuidade ao estudo aqui apresentado, torna-se fundamental a realização de mais simulações com mais combinações de espessuras de chapas, eventualmente 3 [mm].

De modo a representar o comportamento real das estruturas seria conveniente a realização de simulações térmicas transientes, em que a carga mecânica se mantém constante e a temperatura é continuamente crescente até se atingir a rotura da ligação. Esta metodologia pode ser utilizada para se determinar a temperatura de colapso da ligação.

De referir que, pelo método implícito, existiram dificuldades na convergência do método para a combinação de chapas 1+1 [mm], pelo que se recomenda uma análise mais aprofundada deste modelo e da sua discretização para de obter a resistência da ligação.

As simulações apresentadas ao longo deste documento consideram uma tipologia de parafusos, em que o diâmetro e o seu material foi considerado constante. A continuidade deste estudo implica a realização de um estudo paramétrico ao nível do parafuso, considerando vários diâmetros e classes do aço distintas para verificação da sua influência na resistência da ligação.

Referências

1. Luís Mesquita, R.D., Armandino Parente e Paulo Piloto, *Computational Modelling of Cold-Formed Steel Screwed Connections at Ambient and Elevated Temperatures*, in *VII European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering (ECCOMAS Congress 2016)*. 2016, Paper ID: E12007: Crete, Greece.
2. Pires, J.M.F.d.S., "*O método prescritivo na construção de moradias em aço leve*" - *Dissertação apresentada ao Técnico de Lisboa para obtenção do título de mestre em Engenharia Civil; Lisboa; Portugal; Abril 2013*.
3. Kankanamge, N.D. and M. Mahendran, *Mechanical properties of cold-formed steels at elevated temperatures*. *Thin-Walled Structures*, 2011. **49**(1): p. 26-44.
4. Lee, J.H., M. Mahendran, and P. Makelainen, *Prediction of mechanical properties of light gauge steels at elevated temperatures*. *Journal of Constructional Steel Research*, 2003. **59**(12): p. 1517-1532.
5. Knobloch, M., J. Pauli, and M. Fontana, *Influence of the strain-rate on the mechanical properties of mild carbon steel at elevated temperatures*. *Materials & Design*, 2013. **49**: p. 553-565.
6. Lu, W., et al., *Behaviour of shear connectors in cold-formed steel sheeting at ambient and elevated temperatures*. *Thin-Walled Structures*, 2012. **61**: p. 229-238.
7. Chung, K.F. and K.H. Ip, *Finite element modeling of bolted connections between cold-formed steel strips and hot rolled steel plates under static shear loading*. *Engineering Structures*, 2000. **22**(10): p. 1271-1284.
8. Yan, S. and B. Young, *Screwed connections of thin sheet steels at elevated temperatures - Part I: Steady state tests*. *Engineering Structures*, 2012. **35**: p. 234-243.
9. Yan, S. and B. Young, *Screwed connections of thin sheet steels at elevated temperatures - Part II: Transient state tests*. *Engineering Structures*, 2012. **35**: p. 228-233.

10. Piloto, P., "*Análise Experimental e Numérica do Comportamento de Estruturas Metálicas Sujeitas à Acção do Fogo*" - Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto para a obtenção do grau de Doutor em Engenharia; Porto; Portugal; Setembro 2000 .
11. CEN, *EN1991-1-2 Eurocode 1: Actions on Structures, Part 1.2: General Actions, Actions on Structures Exposed to Fire*. 2002, European Committee for Standardization: Brussels, Belgium.
12. Lewis, K.R., *Fire Design of Steel Members*, in *Fire Engineering Research Report*, F.E.R. Report, Editor. 2000, University of Canterbury: Canterbury.
13. Mesquita, L., "*Instabilidade Termo-Mecânica de Vigas Submetidas a Temperaturas Elevadas. Estudo Numérico e Experimental*" - Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica; Porto; Portugal; Julho 2004.
14. IPQ, *Eurocódigo 3 projecto de estruturas de aço Parte 1-2 regras gerais. Verificação da resistência ao fogo NP EN 1993-1-2: 2010*, ed. Instituto Português da Qualidade. 2010, Caparica: IPQ. 87 p.
15. Portugal. Instituto Português da Qualidade, *Eurocódigo 3 projecto de estruturas de aço Parte 1-8 projecto de ligações NP EN 1993-1-8: 2010*. 2010, Caparica: IPQ. 146 p.
16. CEN, *EN1993-1-3 Eurocode 3 : Design of steel structures, Part 1-3: General rules Supplementary rules for cold-formed members and sheeting*. 2004, European Committee for Standardization: Brussels, Belgium.
17. Vegte, G.J.v.d. and Y. Makino, *Numerical simulations of bolted connections : the implicit versus the explicit approach*, in *Connections in Steel Structures V*. 2004: Amsterdam
18. Yu, H., et al., *Numerical simulation of bolted steel connections in fire using explicit dynamic analysis*. *Journal of Constructional Steel Research*, 2008. **64**(5): p. 515-525.
19. ECCS-TC7, *ECCS TC 7: The Testing of Connections with Mechanical Fasteners in Steel Sheet piling and Sections*. Vol. Nº 124. 2009, Brussels: Brussels.
20. Feng, M., Y.C. Wang, and J.M. Davies, *Structural behaviour of cold-formed thin-walled short steel channel columns at elevated temperatures. Part 1: experiments*. *Thin-Walled Structures*, 2003. **41**(6): p. 543-570.

21. Kim, T., H. Jeong, and T. Cho, *The finite element analysis of the ultimate behavior of thin-walled carbon steel bolted connections*. Journal of Constructional Steel Research, 2011. **67**(7): p. 1086-1095.
22. Parente, A., "*Estudo experimental de ligações aparafusadas autoperfurantes de chapas finas a temperaturas elevadas*" - *Dissertação apresentada ao Instituto Politécnico de Bragança para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Industrial; Bragança; Portugal; Novembro 2016.*

Anexos

A1. Comunicações apresentadas em encontros científicos nacionais e internacionais

Dias, Rui; Mesquita, Luís, (2016); Análise numérica de ligações aparafusadas autoperfurantes de chapas finas a temperaturas elevadas, IV Encontro de Jovens Investigadores do Instituto Politécnico de Bragança, 16 de Novembro 2016, Portugal.

Luis Mesquita, Rui Dias, Armandino Parente, Paulo Piloto; “Computational Modelling of Cold-Formed Steel Screwed Connections at Ambient and Elevated Temperatures”, Paper ID: E12007, VII European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering (ECCOMAS Congress 2016), Crete, Greece, 05-10 June 2016.

Armandino Parente, Rui Dias, Luís Mesquita, Estudo numérico e experimental de ligações aparafusadas autoperfurantes de chapas finas a temperaturas elevadas, 5th workshop on Urban fires Safety, Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC), Lisboa, Portugal, 1-2 Junho de 2016.

Rui Dias, Armandino Parente, Luís Mesquita, Paulo Piloto, “Behaviour Of Cold-Formed Steel Screwed Connections At Ambient And Elevated Temperatures”, 7th International Conference on Safety And Durability of Structures - ICOSADOS 2016, Book of Abstracts: ISBN: 978-989-20-6676-9, Full Paper USB Flash Drive: ISBN: 978-989-20-6683-7, 10th - 12th May 2016, Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro, Vila Real, Portugal.

Mesquita, Luís M. R.; Parente, Armandino; Dias, Rui; Barreira, Luísa; Piloto, Paulo, (2015), Resistência de ligações aparafusadas autoperfurantes de chapas finas de perfis enformados a frio a temperaturas elevadas, Congresso de Métodos Numéricos em Engenharia ISBN: 978-989-99410-1-4, Eds Guedes, J. M., Blanco, J. M., Silvestre, N., Arias, I., Silva, M. T. D. & Valiente, M. T., Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa.

Parente, Armandino; Dias, Rui; Mesquita, Luís, Barreira, Luísa (2014); Comportamento de ligações autoperfurantes de perfis enformados a frio a temperaturas elevadas, II Encontro de Jovens Investigadores do Instituto Politécnico de Bragança, 12, 13 e 14 de Novembro 2014, Portugal.

A2. Representação da tensão equivalente de von-Mises para combinações de chapas 0.5+0.5 e 2+2 [mm], com a distância e1 de 10 [mm], para duas classes de aço a várias temperaturas.

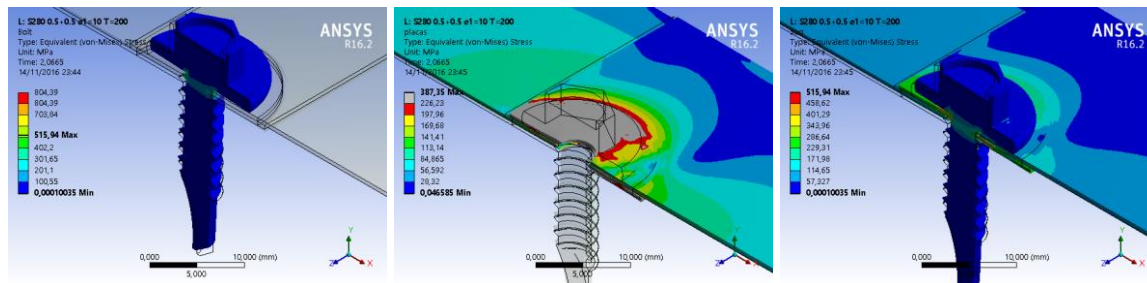


Figura A 1 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 200 [°C].

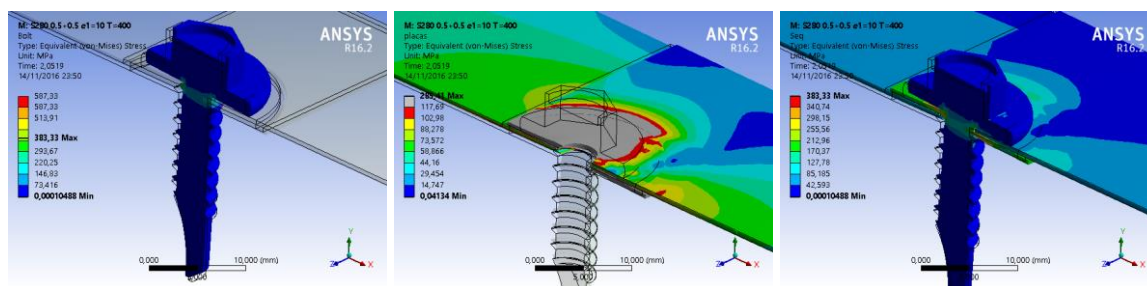


Figura A 2 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 400 [°C].

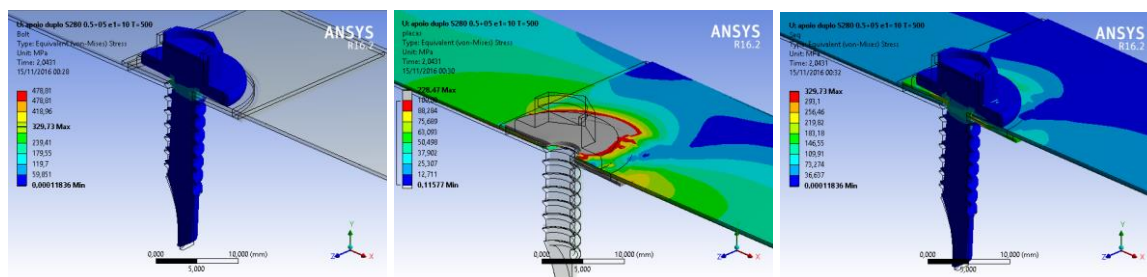


Figura A 3 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 500 [°C].

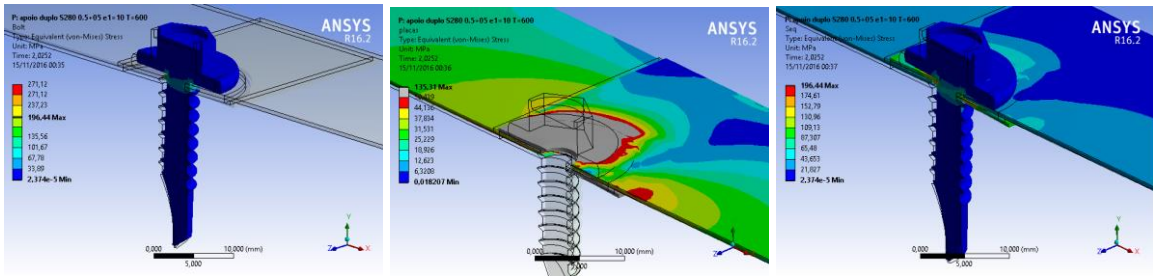


Figura A 4 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 600 [°C].

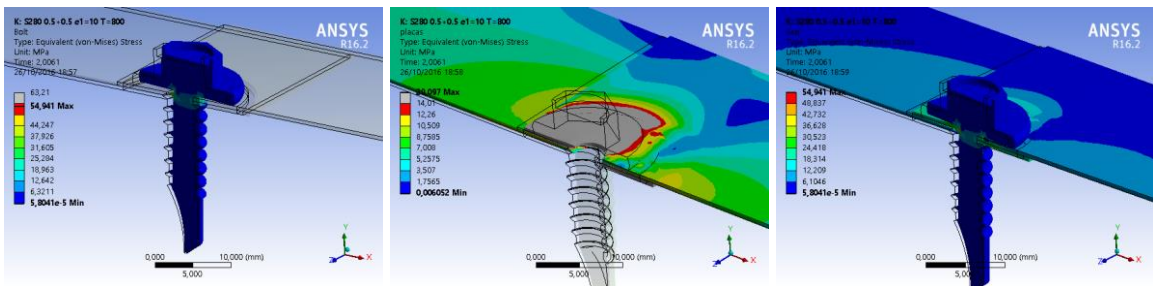


Figura A 5 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 800 [°C].

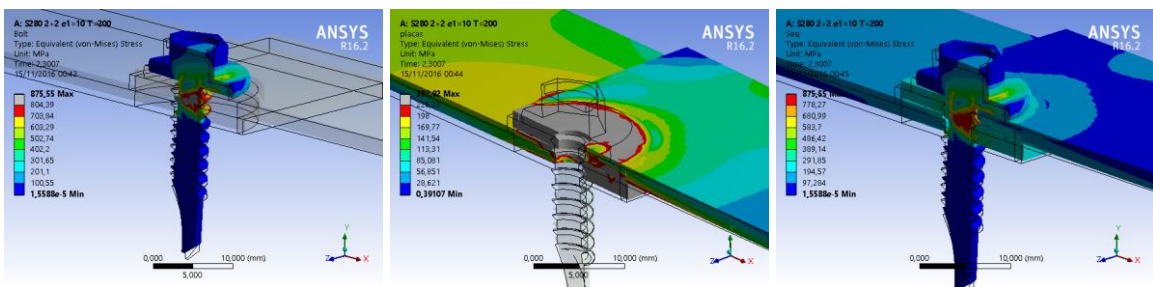


Figura A 6 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 200 [°C].

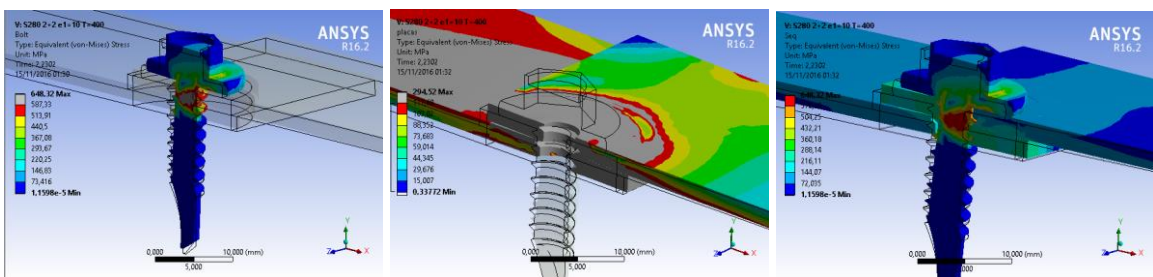


Figura A 7 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 400 [°C].

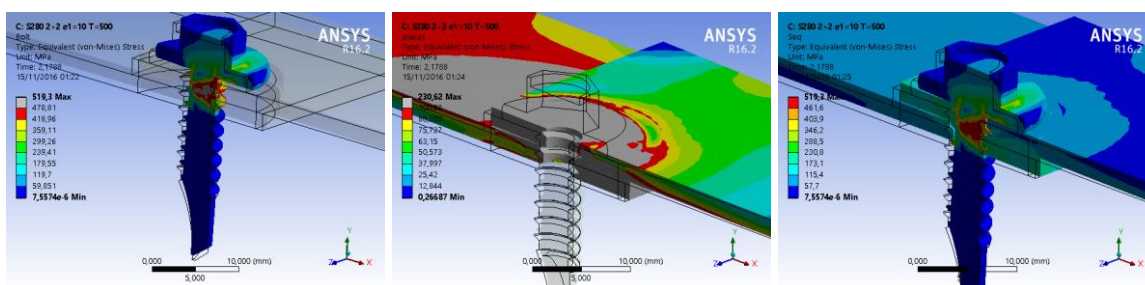


Figura A 8 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 500 [°C].

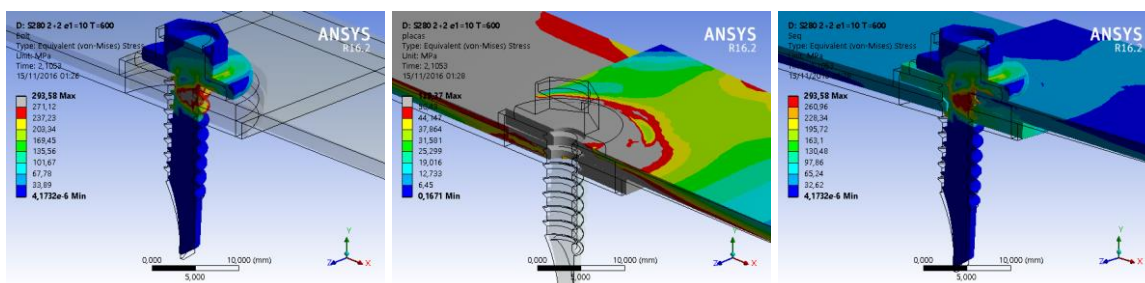


Figura A 9 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 600 [°C].

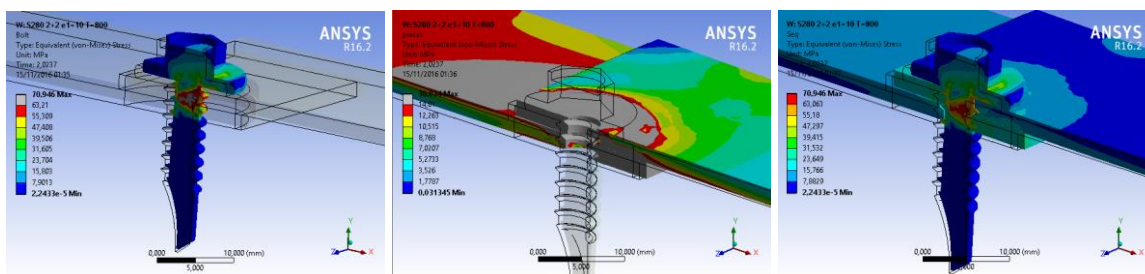


Figura A 10 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD280 à temperatura de 800 [°C].

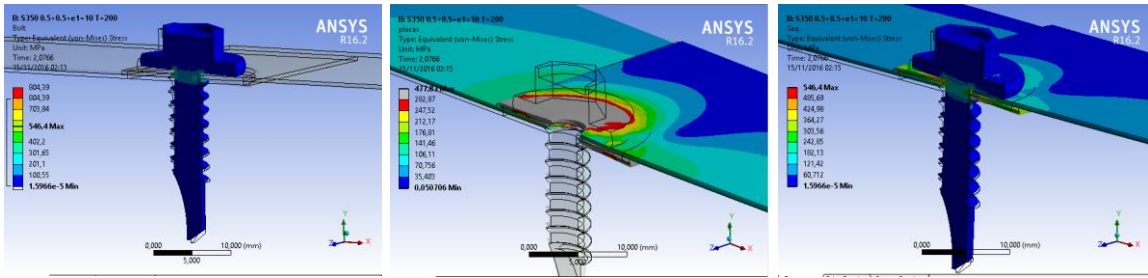


Figura A 11 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 200 [°C].

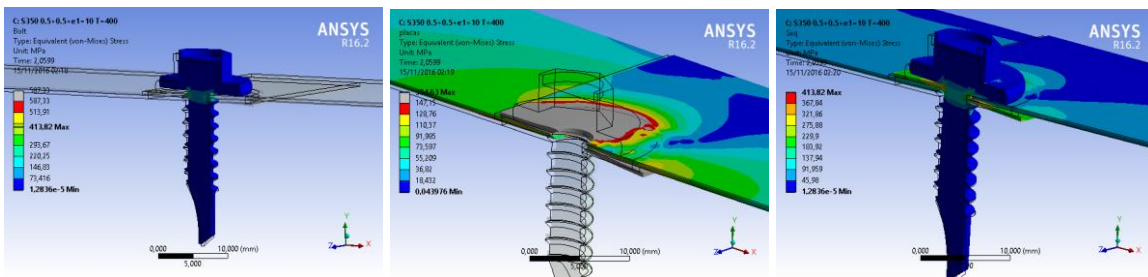


Figura A 12 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 400 [°C].

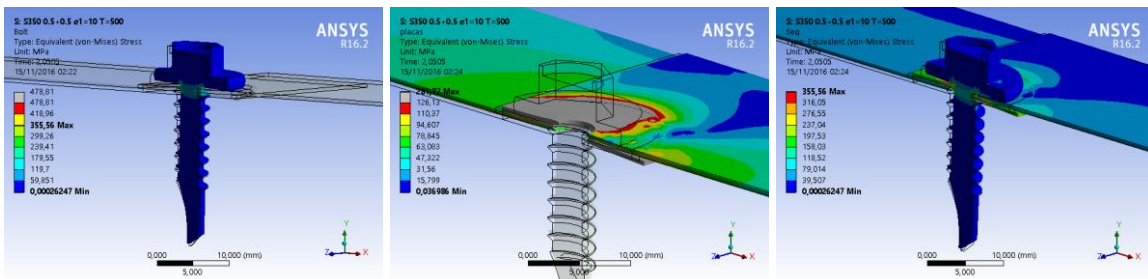


Figura A 13 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 500 [°C].

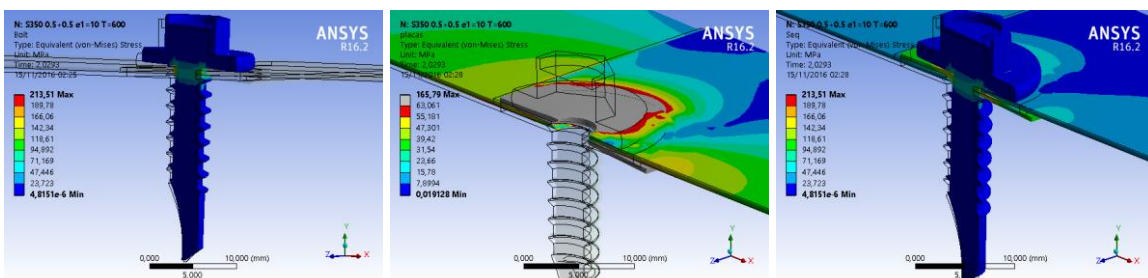


Figura A 14 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 600 [°C].

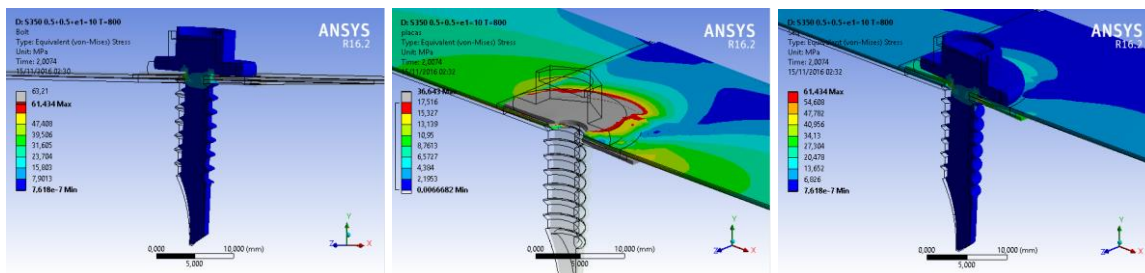


Figura A 15 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 0.5+0.5 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 800 [°C].

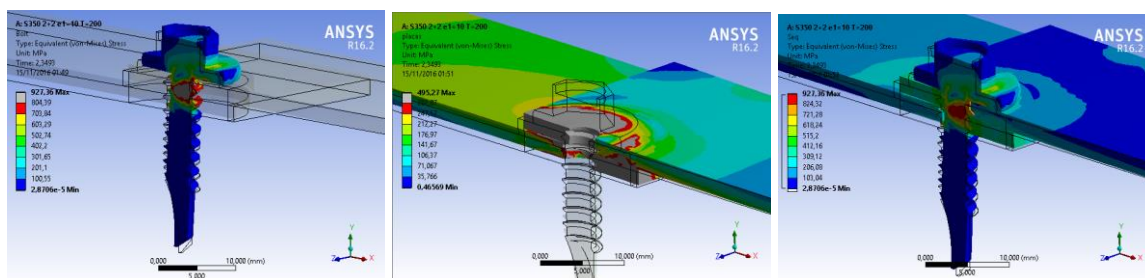


Figura A 16 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 200 [°C].

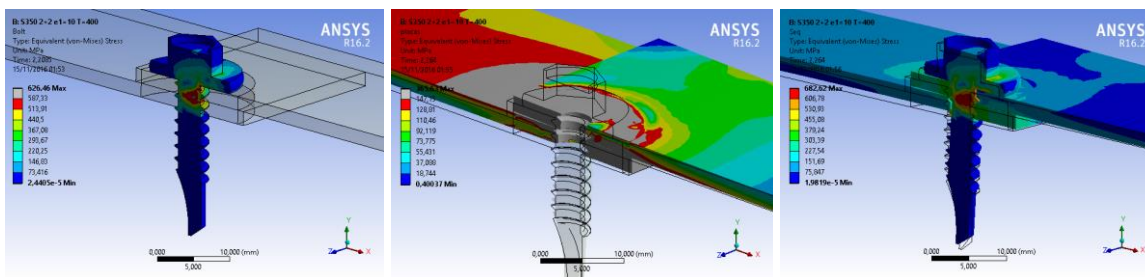


Figura A 17 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 400 [°C].

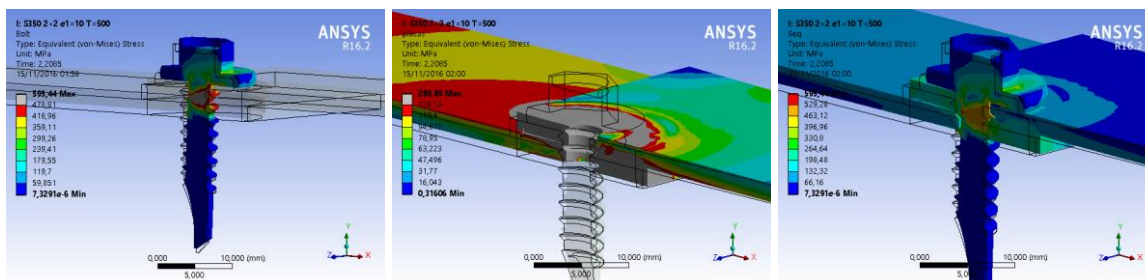


Figura A 18 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 500 [°C].

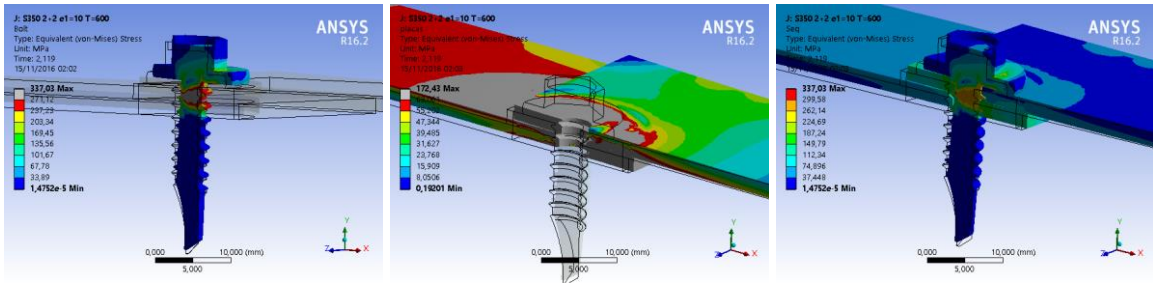


Figura A 19 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 600 [°C].

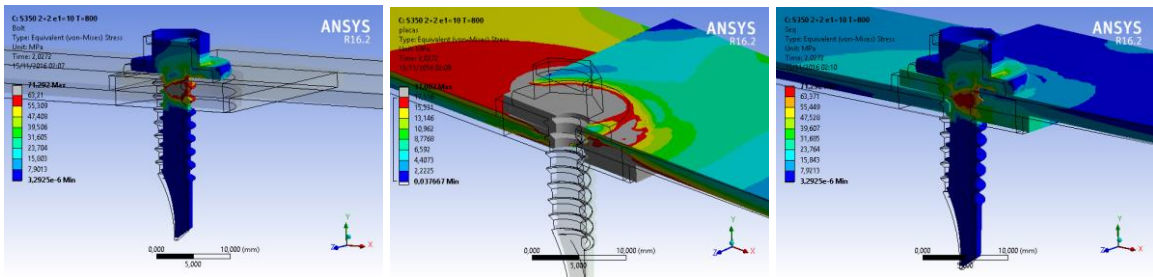


Figura A 20 - Tensões equivalentes de von-Mises no instante de colapso, para uma combinação 2+2 [mm], com distância e1 de 10 [mm] para um aço SGD350 à temperatura de 800 [°C].