

Modelação Térmica e de Tensões Residuais de Soldadura de Metais Duros

Dissertação apresentada à Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade
Nova de Lisboa para obtenção do
Grau de Mestre em Engenharia Mecânica

Tiago Carlos Pereira e Rosa

Orientador: Professora Rosa Maria Mendes Miranda

Monte da Caparica
2008

Agradecimentos

Com a conclusão desta tese, termino mais uma importante etapa da minha vida. Isto não teria sido possível, sem a ajuda e apoio de pessoas, às quais dedico um sincero Muito Obrigado:

- À Professora Rosa Miranda, pela oportunidade da realização desta tese e possibilidade de colaboração num projecto de I&D, assim como à sua orientação e ajuda;
- Aos Professores João Cardoso (FCT) e Pedro Vilaça (IST), que me ajudaram a ultrapassar algumas dificuldades encontradas no decorrer da tese ao nível da modelação em ANSYS e MatLab;
- Um especial obrigado à Cátia que sempre me apoiou e incentivou;
- Aos meus pais e família, por estarem sempre ao meu lado sempre que precisei e zelaram pelo meu bem-estar;
- Aos meus colegas e amigos, por todo o apoio e paciência que tiveram comigo.

Resumo

Os metais duros (MD) são refractários, resistentes ao desgaste e de elevada dureza. Devido às suas excelentes propriedades, estes materiais são usados principalmente como ferramentas de corte onde é requerida elevada resistência a altas temperaturas e ao desgaste. Usualmente só a parte activa da ferramenta é fabricada em metal duro. A ligação de MD a aços, para o fabrico de ferramentas, e as soldaduras entre MD, para o fabrico de formas mais complexas ou reparação de componentes, coloca várias dificuldades.

O trabalho desenvolvido teve como objectivo principal a modelação do processo de soldadura por laser de Nd / YAG na ligação dissimilar de carbonetos de tungsténio WC-Co (K10 e K40) a aço (DIN EN 10083), assim como de soldaduras similares WC-Co (GD50), para determinar a influência dos parâmetros de soldadura nos perfis de temperaturas e de tensões residuais obtidos. Para tal criou-se um modelo numérico no programa de elementos finitos ANSYS, que se mostrou capaz de prever as dimensões das zonas fundidas (ZF), termicamente afectadas (ZTA) e das tensões residuais resultantes do processo de soldadura por laser.

Os modelos numéricos bidimensionais considerados contemplaram as propriedades termo-elasto-plásticas dos materiais em função da temperatura e a regra de endurecimento isotrópica bilinear associada ao critério de cedência de Von Mises.

A simulação da fonte de calor considerada no modelo tridimensional apresentava uma distribuição gaussiana e foi simulado o movimento de translação contínuo.

Os resultados das extensões das ZF e ZTA dos provetes dissimilares foram validados através de medições realizadas em microscopia óptica e electrónica comparadas com os valores calculados através do software usado.

As modelações tridimensionais das tensões residuais revelaram-se bastante complexas exigindo tempos de cálculo extensos e capacidade computacional para além das disponíveis na FCT e no IST.

Os resultados da modelação bidimensional das tensões residuais relativas às soldaduras dissimilares aço-MD foram comparadas com as medições realizadas por difracção de raios X no Departamento de Física da FCTUC e os resultados relativos às modelações tridimensionais foram comparados com medições efectuadas pelo método do “hole drilling” realizado na AIMEN em Espanha.

Palavras-chave: soldadura laser, modelação numérica, elementos finitos, metal duro, tensões residuais.

Abstract

Hardmetals (HM) are refractory, resistant to wear and with high hardness. Due to their excellent properties, these materials are mainly used as cutting tools where a high resistance to temperature and wear is needed. Usually, only the tool active part is manufactured in hardmetal. Joining hardmetals to steel for tool fabrication and joining hardmetals for manufacturing of more complex shapes or component repairing, are difficult to achieve.

The work developed had as a major objective, the modelling of Nd/YAG laser welding of tungsten carbide WC-Co (K10 and K40) to steel (DIN EN 10083), as well as similar welded joints of WC-Co (GD50), to evaluate the influence of the welding parameters in the temperature and residual stresses profiles obtained. For that a numerical model was created using a finite element program, ANSYS, that revealed to be able to predict the extent of the fusion zone (ZF) and the heat affect zone (HAZ) and the residual stresses resulting from the laser welding process.

The numerical models considered thermo-elasto-plastic material properties as a function of the temperature and a bilinear isotropic hardening rule associated to the Von Mises yield criterion.

The heat source simulation considered in the tridimensional model showed a Gaussian distribution and the continuous translation movement was simulated.

The results of the extension of both fusion and heat affected zones from the similar samples were validated comparing the measurements taken by optical and electronic microscopy with the calculated results by the used software.

The tridimensional modeling of the residual stresses revealed to be very complex requiring a large amount of computational time and capacity, often beyond the available capacities at both FCT and IST.

The results of bidimensional modeling of residual stresses in dissimilar welds steel-hardmetal were compared with the measurements performed by X-ray diffraction method in Physics Department of the FCTUC, and the results concerning tridimensional modelling were compared with the measurements made by the hole drilling method in AIMEN, Spain.

Key words: laser welding, numerical modelling, finite elements, hardmetal, residual stresses.

Simbologia e notações

MD – metal duro

ZF – zona fundida

ZTA – zona termicamente afectada

MB – metal base

T – temperature

MEF – método dos elementos finitos

P – potência

v – velocidade de soldadura

Et – entrega térmica

t – tempo

t_w – posição do ponto focal relativamente ao eixo da soldadura

η – rendimento de transferência de calor durante a soldadura laser

ρ – densidade

ε – extensão

σ_y – tensão de cedência

α – coeficiente de expansão linear

ν – coeficiente de Poisson

Q – calor

E – módulo de elasticidade

k – condutividade térmica

c_p – calor específico

UX – constrangimento segundo o eixo dos xx

UY - constrangimento segundo o eixo dos yy

UZ - constrangimento segundo o eixo dos zz

SX – tensão segundo o eixo dos xx

SY – tensão segundo o eixo dos yy

SXY – tensão segundo o eixo xy

Índice

Agradecimentos	2
Resumo	3
Abstract.....	4
Simbologia e notações	5
Índice de Figuras	8
Índice de Tabelas	10
Índice de Gráficos.....	10
Objectivo	1
Introdução.....	3
1 Modelação de soldadura por laser	4
1.1 A soldadura por laser	4
1.2 Importância da modelação em soldadura.....	6
1.3 Efeitos do processo de soldadura.....	6
1.4 Tensões residuais	7
1.5 Perspectiva histórica do método dos elementos finitos	8
1.6 Modelação com MEF do processo de soldadura	8
1.7 Análise térmica	10
2 Materiais	15
2.1 Metal duro.....	15
2.2 Aço DIN EN 10083	20
3 Procedimento experimental	26
4 Modelação térmica	29
4.1 Modelo subadjacente ao ANSYS.....	30
4.2 Modelação térmica em ANSYS.....	37
Cálculos efectuados	43
4.4 Resultados da modelação térmica e discussão	48
4.3 Validação experimental	55
4.4 Conclusões relativas à modelação térmica	57
5 Modelação das tensões residuais	60
5.1 Modelo subadjacente ao ANSYS.....	61
5.2 Modelação Estrutural ANSYS.....	78
5.3 Resultados da modelação de tensões residuais e discussão	81
5.4 Validação Experimental.....	92
5.5 Conclusões da Modelação de Tensões Residuais	102
6 Conclusões finais e Sugestões para trabalho futuro	104

7	Bibliografia.....	107
8	Anexos.....	111
	Anexo 1 – Programa MATLAB	I
	Anexo 2 - “Log file” da modelação térmica 2D	VI
	Anexo 3 – “Log file” da modelação térmica 3D.....	IX
	Anexo 4 – Resultados térmicos dos provetes dissimilares	XI
	Anexo 5 – Resultados térmicos dos provetes similares	XIII
	Anexo 6 - “Log file” da modelação de tensões residuais 2D.....	XXI
	Anexo 7 - “Log file” da modelação de tensões residuais 3D.....	XXIII
	Anexo 8 – Resultados de tensões residuais dos provetes dissimilares	XXXII
	Anexo 9 – Resultados experimentais de tensões residuais por difracção de RX dos provetes dissimilares	XLII

Índice de Figuras

Figura 1 - Aproximação da geometria padrão do fluxo de calor envolvido na soldadura por "keyhole"	4
Figura 2 - Soldadura por "keyhole"	5
Figura 3 - Soldadura por condução.....	5
Figura 4 – Modos básicos de deformação de placa rectangular com soldadura central	7
Figura 5 - Metodologia para o processo de modelação térmica e mecânica da soldadura laser.....	9
Figura 6 - Volume de geração de calor cónico	12
Figura 7 - Geometria da fonte de calor.....	12
Figura 8 - Secção vertical entre WC estequiométrico e Co no diagrama de fase W-Co-C [35].....	17
Figura 9 - Representação da lei de misturas na curva dilatométrica [26].....	21
Figura 10 - Diagrama de Fase Fe-C.....	23
Figura 11 - $\lambda_k(T)$ para diferentes fases do aço. [43].....	24
Figura 12 - $C_{pk}(T)$ para diferentes fases do aço. [43]	24
Figura 13 - $\lambda_k\{T\}, \{T\}$ [43].....	24
Figura 14 – Aspecto inicial dos provetes. As setas vermelhas indicam as fissuras. Os pontos a negro indicam as zonas onde se realizaram as medições.....	27
Figura 15 - Geometria do elemento SHELL57.....	34
Figura 16 - Geometria do elemento SOLID70	35
Figura 17 - Definição da geometria para a modelação bidimensional do provetes dissimilares. As áreas A1 e A2 representam o MD e as áreas A3 e A4 o aço.....	38
Figura 18 - Malha e dimensões dos provetes e das zonas de malha refinada	39
Figura 19 - Esquematisação da aplicação das Tabelas de intensidade da fonte de calor ao respectivo conjunto de elementos.....	40
Figura 20 - Constrangimentos térmicos aplicados aos provetes dissimilares	40
Figura 21 - Dimensões dos provetes similares modelados	41
Figura 22 - Malha dos provetes similares e conjunto de elementos aos quais é aplicada cada Tabela de intensidade de fonte de calor	42
Figura 23 - Constrangimentos térmicos aplicados às áreas AA'BB', A'B'C'D' e C'D'E'F'	42
Figura 24 - Dimensões do cone para simulação do "keyhole"	43
Figura 25 - Dimensões do trapezóide para simulação do "keyhole"	43
Figura 26 - Forma teórica do "keyhole" e ilustração das variáveis	45
Figura 27 - Corte do "keyhole".....	45
Figura 28 - Forma do "keyhole"	46
Figura 29 - Extensão da ZF e da ZTA do provete 12B.....	49
Figura 30 - Extensão da ZF e da ZTA [μm] do provete 10 da esquerda para a direita, respectivamente, durante a primeira passagem do laser	51
Figura 31 - Extensão da ZF e da ZTA [μm] do provete 10 da esquerda para a direita, respectivamente, durante a segunda passagem do laser.....	52
Figura 32 - Comportamento de tensão deslocamento para cada opção de plasticidade	65
Figura 33 - Várias superfícies de cedência.....	65
Figura 34 - Tipos de regras de endurecimento	66
Figura 35 - Comportamento Uni-axia	73
Figura 36 - Geometria do elemento Shell 41, considerado na modelação.....	73
Figura 37 - "Output" de Tensões.....	74
Figura 38 - Geometria do elemento estrutural tridimensional	76
Figura 39 - Ilustração do tipo de constrangimentos aplicados a) na modelação bidimensional; b) na modelação tridimensional.....	79
Figura 40 - Distribuição típica das tensões residuais em juntas soldadas – longitudinais [49]	81
Figura 41 - Tensões residuais segundo o eixo X do provete 12B.....	82
Figura 42 - Tensões residuais segundo o eixo Y do provete 12B.....	82
Figura 43 - Tensões residuais de corte XY do provete 12B	83
Figura 44 - Tensões residuais de Von Mises do provete 12B.....	83
Figura 45 - Intensidade das Tensões residuais do provete 12B	84
Figura 46 – Distribuição das tensões de Von Mises do provete 11 em $t=1,5$ s	85
Figura 47 – Distribuição da intensidade de tensões do provete 11 no instante $t = 1,5$ s.....	85
Figura 48 – Distribuição de tensões segundo X do provete 12.....	86
Figura 49 - Distribuição de tensões segundo Z do provete 12.....	86
Figura 50 - Distribuição de tensões de Von Mises do provete 12	86
Figura 51- Malha deformada devido à soldadura	88

Figura 52 – Tensões residuais do provete 5: a) segundo o eixo X; b) segundo o eixo X, face inferior; c) segundo o eixo Z; d) segundo o eixo Z, face inferior	89
Figura 53 – Tensões residuais do provete 5 segundo o eixo XZ: a)na face superior; b) face inferior	89
Figura 54 – Tensões residuais do provete 5: a) Tensões residuais de Von Mises na face superior; b) tensões residuais de Von Mises na face inferior; c) intensidade de tensões na face superior; d) intensidade de tensões na face inferior	90
Figura 55 - Tensões residuais de Von Mises do provete 5: a) na face do cordão de soldadura; b) pormenor do centro da face do cordão de soldadura.....	91
Figura 56 - Intensidade de tensões residuais do provete 5: a) na face do cordão de soldadura; b) pormenor do centro da face do cordão de soldadura.....	91
Figura 57 - Tensões residuais de Von Mises do provete 5: a) a 1cm do cordão de soldadura; b) pormenor do centro da face do cordão de soldadura.....	92
Figura 58- Intensidade de tensões residuais do provete 5: a) a 1cm do cordão de soldadura; b) pormenor do centro da face do cordão de soldadura.....	92
Figura 59 – Variação com a profundidade das microdeformações registadas no provete 5. O extensómetro a regista as microdeformações paralelas, o extensómetro b as situadas a 45° e o extensómetro c as perpendiculares ao cordão de soldadura	98
Figura 60 – Variação das tensões residuais máxima (σ_{max}) e mínima (σ_{min}) em função da profundidade do provete 5.....	98
Figura 61 – Variação com a profundidade do ângulo da σ_{max} com a direcção longitudinal ao cordão de soldadura do provete 5.....	98
Figura 62 – Variação da tensão residual equivalente com a profundidade do provete 5.....	99
Figura 63 - Tensão residual de Von Mises calculadas no cordão de soldadura do provete 5.....	99
Figura 64 - Intensidade de tensões residuais calculadas em função da profundidade no cordão de soldadura do provete 5.....	99
Figura 65 - Tensões residuais de Von Mises calculadas em função da profundidade a 1 cm do cordão de soldadura do provete 5.....	100
Figura 66 - Intensidade de tensões residuais calculadas em função da profundidade a 1 cm do cordão de soldadura do provete 5.....	100
Figura I - Extensão da ZF e da ZTA do provete 2D	XI
Figura II - Extensão da ZF e da ZTA do provete 3C.....	XI
Figura III - Extensão da ZF e da ZTA do provete 7B.....	XII
Figura IV - Extensão da ZF e da ZTA do provete 11B	XII
Figura V - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 5 durante as duas passagens do laser	XIII
Figura VI - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 7 durante a primeira passagem do laser.....	XIV
Figura VII - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 7 durante a segunda passagem do laser.....	XV
Figura VIII - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 11 durante a primeira passagem do laser.....	XVI
Figura IX - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 11 durante a segunda passagem do laser.....	XVI
Figura X - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 12 durante a primeira passagem do laser.....	XVIII
Figura XI - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 12 durante a segunda passagem do laser.....	XVIII
Figura XII - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita do provete 13 durante a primeira passagem do laser.....	XIX
Figura XIII - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita do provete 13 durante a segunda passagem do laser.....	XX
Figura XIV - Tensões residuais segundo o eixo X do provete 2D	XXXII
Figura XV - Tensões residuais segundo o eixo Y do provete 2D.....	XXXIII
Figura XVI - Tensões residuais de corte XY do provete 2D.....	XXXIII
Figura XVII - Tensões residuais de Von Mises do provete 2D.....	XXXIV
Figura XVIII - Intensidade das Tensões residuais do provete 2D.....	XXXIV
Figura XIX - Tensões residuais segundo o eixo X do provete 3C.....	XXXV
Figura XX - Tensões residuais segundo o eixo Y do provete 3C.....	XXXV
Figura XXI - Tensões residuais de corte XY do provete 3C.....	XXXVI
Figura XXII - Tensões residuais de Von Mises do provete 3C.....	XXXVI
Figura XXIII - Tensões residuais segundo X do provete 7B.....	XXXVII

Figura XXIV - Tensões residuais segundo Y do provete 7B.....	XXXVII
Figura XXV - Tensões residuais de corte XY do provete 7B.....	XXXVIII
Figura XXVI - Tensões residuais de Von Mises do provete 7B.....	XXXVIII
Figura XXVII - Intensidade das tensões residuais do provete 7B.....	XXXIX
Figura XXVIII - Tensões residuais segundo o eixo X do provete 11B.....	XXXIX
Figura XXIX - Tensões residuais segundo o eixo Y do provete 11B.....	XL
Figura XXX - Tensões residuais de corte XY do provete 11B.....	XL
Figura XXXI - Tensões residuais de Von Mises do provete 11B.....	XLI

Índice de Tabelas

Tabela 1 - Composição química do aço DIN EN 10083 [27].....	15
Tabela 2 - Propriedades termo-mecânicas do MD K40; a [36], b [37].....	17
Tabela 3 - Propriedades termo-mecânicas do MD K10; a [36].....	18
Tabela 4 - Dados das curvas de tensão vs extensão a diferentes temperaturas para o MD K10 [38].....	18
Tabela 5 - Propriedades termo-mecânicas do MD GD50 [36].....	19
Tabela 6 - Propriedades Mecânicas do Aço em estudo.....	22
Tabela 7 - Entalpias de transformação de fase [42].....	22
Tabela 8 - Propriedades termofísicas do aço em função da temperatura.....	23
Tabela 9 - Parâmetros de soldadura dos provetes dissimilares.....	26
Tabela 10- Parâmetros de soldadura dos provetes similares GD50 – GD50.....	26
Tabela 11 – Capacidade computacional disponível.....	37
Tabela 12 - Temperaturas máximas atingidas com os diferentes modelos de fonte de calor.....	55
Tabela 13 - Comparação entre valores medidos (Experimental) e calculados (ANSYS) correspondentes às ZF's e ZTA's dos provetes dissimilares e similares e parâmetros de soldadura utilizados em cada provete.....	56
Tabela 14 - Sumário das opções de plasticidade.....	66
Tabela 15 – Instantes de tempo para os quais foram calculados os perfis de tensões.....	87
Tabela 16 – Valores de tensões residuais calculados e medidos dos provetes dissimilares.....	96
Tabela 17 – Comparação entre valores de tensões residuais medidos e calculados do provete 5.....	101

Tabela I - Resumo das temperaturas máximas e das extensões das zonas fundida e termicamente afectada nos provetes dissimilares estudados.....	XII
---	-----

Índice de Gráficos

Gráfico 1 – Gráficos de Q(t) para carregamento dos elementos no ANSYS.....	39
Gráfico 2 - Funções de Q(t) para carregamento dos elementos no ANSYS do provete 5.....	48
Gráfico 3 - T(t) do provete 12B para os pontos da interface Aço-MD, tw e 2.tw.....	50
Gráfico 4 - T(t) do provete 10 respeitantes a nós localizados no centro do cordão, no limite da ZF e na extremidade da ZTA em azul roxo e vermelho, respectivamente.....	53
Gráfico 5- Tensões residuais por difracção de RX do provete 2D.....	94
Gráfico 6- Tensões residuais por difracção de RX do provete 3C.....	94
Gráfico 7- Tensões residuais por difracção de RX do provete 11B.....	95
Gráfico 8 - Tensões residuais por difracção de RX do provete 12B.....	95

Gráfico I - T(t) do provete 5, respeitantes a nós localizados no centro do cordão, no da ZF e na Extremidade da ZTA em azul, roxo e vermelho, respectivamente.....	XIV
Gráfico II - T(t) do provete 7, respeitantes a nós localizados no centro do cordão, no da ZF e na Extremidade da ZTA em azul roxo e vermelho, respectivamente.....	XV
Gráfico III - T(t) do provete 11, respeitantes a nós localizados no centro do cordão, no da ZF e na extremidade da ZTA em azul, roxo e vermelho, respectivamente durante as duas passagens do laser.....	XVII
Gráfico IV - T(t) do provete 12, respeitantes a nós localizados no centro do cordão, no da ZF e na extremidade da ZTA em azul, roxo e vermelho, respectivamente, durante as duas passagens do laser.....	XIX
Gráfico V - T(t) do provete 13, respeitantes a nós localizados no centro do cordão, no da ZF e na Extremidade da ZTA em azul roxo e vermelho, respectivamente, durante as duas passagens do laser.....	XX

Objectivo

Os metais duros (MD) são utilizados numa grande diversidade de componentes que requerem boa resistência ao desgaste e bom desempenho mecânico a alta temperatura. Estão neste caso os componentes para a indústria automóvel e as ferramentas de corte por disco usadas no corte de materiais duros como pedras, etc.

Estes materiais, também designados na literatura anglo-saxónica por “cemented carbides”, são obtidos por prensagem a quente de pós. Na sua maioria são constituídos por carbonetos de tungsténio ou de tântalo numa matriz de cobalto ou de níquel. A sua elevada dureza e baixa ductilidade dificulta as operações mecânicas típicas em processamento de materiais como: corte, soldadura ou enformação, pelo que os componentes são obtidos numa forma final ou quase final, de modo a minimizar os custos com operações de acabamento.

A ligação dissimilar entre estes materiais e materiais mais dúcteis, como aços, é conhecida, por exemplo, no fabrico de ferramentas. A ligação das pastilhas de metal duro a aço faz-se por processos mecânicos ou por brasagem em forno, embora as ligações tenham uma vida útil reduzida e uma resistência mecânica menor do que a das pastilhas em metal duro. A possibilidade de soldar estes materiais por processos de soldadura por fusão, entre si e em juntas dissimilares, permitiria obter juntas de maior resistência e projectar componentes de geometrias mais complexas do que as actualmente possíveis de realizar por pulverometalurgia.

Nesta aplicação estudou-se a soldadura por radiação laser, uma vez que é um processo de elevada densidade de energia, com uma entrega térmica muito baixa e uma fonte de calor de dimensões reduzidas e muito localizada, permitindo minimizar a extensão da zona fundida e da zona termicamente afectada.

Contudo, verificou-se que embora fosse possível produzir juntas soldadas envolvendo aços e metais duros, a resistência mecânica das juntas era baixa. No caso de juntas similares com metais duros, estas fracturaram sempre.

Assim, efectuou-se a modelação do processo, de modo a estimar as tensões residuais presentes nas juntas soldadas devidas ao processo de união.

Este trabalho teve como objectivo a modelação tridimensional de juntas soldadas por laser envolvendo metais duros, constituídos por carboneto de tungsténio numa matriz de cobalto com percentagens volúmicas de 6 e 12%, com as designações comerciais de K10 e K40, respectivamente, fornecidos pela empresa Durit. A ligação destes a aço foi feita com um aço de liga usado habitualmente na produção de ferramentas, com a designação DIN EN 10083.

A modelação visou calcular a variação da temperatura máxima com a distância à junta e as velocidades de aquecimento e arrefecimento durante o processo de soldadura, de modo a calcular a extensão das zonas fundida e termicamente afectada.

A modelação das tensões residuais inerentes ao processo foi realizada a partir dos perfis de temperaturas modelados, conjuntamente com o conhecimento dos comportamentos dos materiais em função da temperatura. Dada a dificuldade na obtenção experimental destas características, efectuou-se uma pesquisa de informação na bibliografia da especialidade e consideraram-se estes dados para a modelação.

A validação dos resultados obtidos foi feita através da realização de juntas soldadas por laser de Nd:YAG, medidas as características geométricas das juntas e medidas as tensões residuais por difracção de raios X e pelo método de abertura de furo (“hole drilling”).

Este estudo decorreu no âmbito do projecto de I&D TECDUR (POCI 2010/FCT/PORTUGAL e POCI/56076/2004) financiado pela Fundação da Ciência e Tecnologia coordenado pelo Instituto de Engenharia Mecânica – IDMEC.

Introdução

A presente dissertação está organizada em seis capítulos.

No capítulo 1 descrevem-se resumidamente as características que tornam o laser adequado à soldadura e os dois modos de soldadura, “keyhole” e condução. É também explicada a importância da modelação em soldadura, e os efeitos causados por este processo, nomeadamente as tensões residuais. É ainda feita uma perspectiva histórica sobre o método dos elementos finitos e uma descrição dos métodos, parâmetros de modelação e modelos de fontes de calor mais utilizados.

No capítulo 2 descrevem-se os materiais utilizados e descrevem-se as suas principais propriedades mecânicas e termofísicas relevantes para este estudo.

No capítulo 3 é feita uma descrição da experimentação realizada para a soldadura dos metais duros em ligações similares e dissimilares e dos métodos de determinação das zonas fundidas, zonas termicamente afectadas e tensões residuais resultantes da soldadura por laser.

O capítulo 4 descreve toda a modelação térmica efectuada, desde os modelos teóricos utilizados, às descrições das modelações térmicas bidimensionais e tridimensionais efectuadas, todos os cálculos efectuados para a determinação da intensidade da fonte de calor, os resultados obtidos e as conclusões da modelação térmica.

No capítulo 5 faz-se a descrição da modelação das tensões residuais, nomeadamente do modelo subjacente ao ANSYS para a análise estrutural do problema. São ainda apresentados os resultados relativos às modelações de tensões residuais, a sua validação e análise, seguida das conclusões.

No capítulo 6 são apresentadas as conclusões gerais e apresentadas sugestões para trabalho futuro.

1 Modelação de soldadura por laser

1.1 A soldadura por laser

A radiação LASER, acrónimo de “**L**ight **A**mplification by **S**timulated **E**mission of **R**adiation” (amplificação da luz por emissão estimulada de radiação) é monocromática, coerente (espacial e temporalmente) porque todos os fotões da radiação laser estão em fase, é direccional e tem baixa divergência. Estas características tornam a radiação laser particularmente adequada ao processamento de materiais, como por exemplo: o corte, a soldadura, a marcação, a produção de revestimentos de superfície, entre outros [1].

Durante a soldadura por laser, a radiação incide no material e é parcialmente absorvida e reflectida. A radiação absorvida aquece o material no ponto de interacção e o calor escoa-se para a peça por condução. Se a quantidade de energia escoada for menor que a fornecida, então o material aquece acima da temperatura de fusão. À medida que a temperatura aumenta, a absorção da radiação aumenta e o aquecimento torna-se mais intenso.

Conforme a densidade de energia do feixe laser podem verificar-se dois modos distintos de soldadura [2]:

- Por “keyhole”, em que a densidade de energia introduzida pelo feixe laser é suficientemente elevada para vaporizar o material na zona de interacção, dando origem a uma coluna de vapor metálico, “keyhole” (suportado pelo material adjacente), que se desenvolve no sentido da espessura, actuando como um corpo negro (absorção de 95% da radiação laser incidente), distribuindo o calor em profundidade. A pressão produzida pelo vapor metálico causa o deslocamento do metal fundido no sentido ascendente ao longo das paredes da cavidade formada (Figuras 1 e 2).

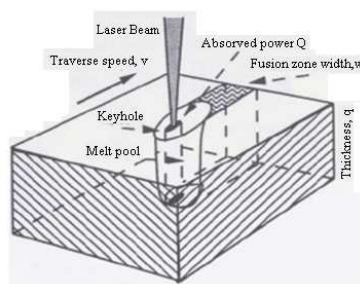


Figura 1 - Aproximação da geometria padrão do fluxo de calor envolvido na soldadura por "keyhole"

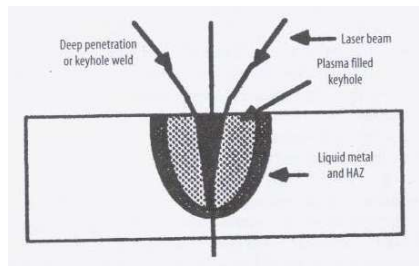


Figura 2 - Soldadura por "keyhole"

- Por condução. Neste caso, a soldadura aproxima-se da soldadura por arco eléctrico convencional. Ocorre para densidades de energia menores em que o calor é dissipado lateralmente para o metal base. A razão entre as larguras do cordão na face e na raiz aumenta e a zona fundida é mais larga (Figura 3). A transferência de calor neste modo de soldadura assemelha-se à observada na soldadura por fusão convencional.

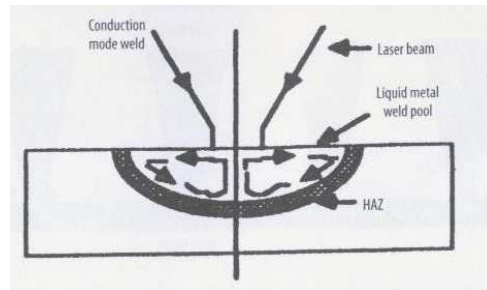


Figura 3 - Soldadura por condução

1.2 Importância da modelação em soldadura

A modelação dos processos de soldadura por elementos finitos tem sido alvo de numerosos estudos com o objectivo de simular os processos e prever as alterações induzidas pelo ciclo térmico, como sejam: a distribuição de temperaturas, as velocidades de aquecimento e de arrefecimento, as transformações estruturais e as tensões residuais.

Esta simulação é fundamental em soldadura, uma vez que este é um processo crítico na construção mecânica de componentes, com uma influência directa na integridade e no comportamento térmico e mecânico dos mesmos. Devido aos gradientes de aquecimento e arrefecimento elevados introduzidos durante a operação de soldadura, produzem-se alterações estruturais acompanhadas de variação de volume que originam tensões residuais e distorções. Por estas razões é de especial interesse simular o processo de soldadura para prever as tensões residuais e deformações, de forma a optimizar os procedimentos de soldadura e melhorar o comportamento em serviço das estruturas soldadas.

1.3 Efeitos do processo de soldadura

Durante o processo de soldadura laser por “keyhole” são originados elevados gradientes térmicos. Ao ser aquecido o material expande, mas é estrangido pelo material adjacente que está mais frio, dando origem a tensões de origem térmica. Uma vez que a tensão de cedência do material diminui quando a temperatura aumenta, há deformação plástica do material. Quando a zona aquecida arrefece, o material contrai de forma diferencial originando tensões residuais devido às transformações de fase, às diferenças nos coeficientes de expansão térmica dos materiais e dos seus constituintes e à distribuição não uniforme da temperatura.

As deformações devidas à soldadura são originadas pela expansão térmica (temporária) e pelas tensões residuais (permanentes). Um nível de estrangimento geométrico elevado de uma junta soldada origina tensões residuais elevadas e pequenas deformações, enquanto numa soldadura não estrangida se observam deformações maiores, embora tensões residuais menores.

Na Figura 4 estão representados os modos simples de deformação de duas placas rectangulares soldadas longitudinalmente [3].

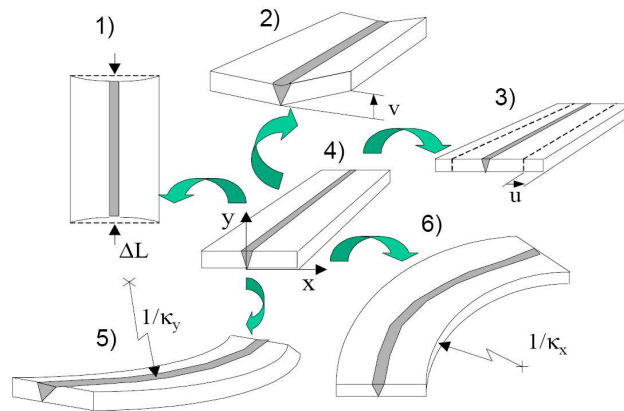


Figura 4 – Modos básicos de deformação de placa rectangular com soldadura central

1.4 Tensões residuais

Segundo Radaj [4], as tensões residuais são definidas e categorizadas da seguinte forma: as tensões residuais são devidas a forças internas, em equilíbrio apenas com elas mesmas em todo o domínio do corpo, sem que nenhuma força externa esteja a actuar. As tensões resultantes do ciclo térmico associado ao processo de soldadura, devidas a expansões térmicas não homogéneas, são referidas como tensões internas se o corpo não estiver constringido mecanicamente.

As tensões residuais podem ser classificadas em três níveis, consoante a escala de grandeza considerada. As tensões residuais de primeira ordem σ^I , estendem-se ao longo de áreas macroscópicas e são tensões médias que abrangem vários grãos. As tensões de segunda ordem, σ^{II} , actuam entre cristais ou sub-regiões cristalinas. As tensões de terceira ordem, σ^{III} , actuam a nível interatómico. Em aplicações de engenharia são fundamentalmente interessantes as tensões residuais macroscópicas [3].

1.5 Perspectiva histórica do método dos elementos finitos

A história do método dos elementos finitos tem cerca de cem anos, mas foram precisos cinquenta anos antes de o método se ter tornado útil. Em 1906 foi apresentado um trabalho de investigação, em que foi sugerido um método para substituir a descrição continua das tensões, através de um padrão de barras elásticas [3]. Mais tarde, em 1943, Courant [5] propôs o método dos elementos finitos tal como é conhecido hoje. Nenhum dos trabalhos até então desenvolvidos teve aplicação prática, uma vez que ainda não existiam computadores na época para resolver as numerosas equações algébricas simultâneas relacionadas com o método. No início dos anos 50 do século XX, os engenheiros, principalmente na indústria aeroespacial, começaram a utilizar o Método dos Elementos Finitos (MEF) mais frequentemente. Nesta altura apenas um restrito número de grupos tinha acesso a este método, uma vez que os computadores digitais ainda não se tinham disseminado e eram extremamente caros. O nome actual “Método de Elementos Finitos” foi atribuído por Clough em 1960 e no final da década de 60 e início da de 70, apareceram programas de uso geral, tal como o ANSYS, NASTRAN, MARC e ABAQUS. Contudo, estes programas ainda eram escritos para “mainframes” específicos e apenas em meados dos anos 80 é que começam a ser disponibilizados programas de uso geral para PC, o que levou à sua grande divulgação. Hoje em dia centenas de milhares de engenheiros por todo o mundo usam o MEF no seu trabalho diário [3].

O MEF foi originalmente adoptado para análises estruturais lineares e dinâmicas. Mais tarde, foi aplicado a problemas mais complexos, nomeadamente envolvendo não linearidades geométricas. Os trabalhos pioneiros em soldadura na década de 70, como por exemplo os desenvolvidos por Ueda e Yamakawa [6] e Hibbit e Marcal [7], incluíam não linearidades e a associação entre as análises térmica e mecânica. Mais tarde, também foram contempladas não linearidades geométricas tais como grandes deformações. Marcal [8] refere: “*welding is perhaps the most non-linear problem encountered in structural mechanics*”. Efectivamente, a multiplicidade de factores intervenientes no processo de soldadura, torna-o difícil de modelar.

1.6 Modelação com MEF do processo de soldadura

Um grande número de modelos de soldadura, analíticos [9-11] e numéricos bidimensionais (2D) [12,13] e tridimensionais (3D) [14-17], foram desenvolvidos e usados para avaliar as distribuições de temperaturas e de tensões durante o processo de soldadura e prever as tensões residuais e distorções finais de componentes estruturais. Os parâmetros que influenciam o

processo de soldadura são: as transformações estruturais devidas às mudanças de fase (plasticidade de transformação de fase), a simulação do fluxo de calor e a variação das propriedades térmicas e mecânicas com a temperatura. Também é reconhecido por muitos investigadores que os aspectos mais importantes da simulação do processo de soldadura laser são a introdução de transformações metalúrgicas no modelo e a correcta representação do “keyhole”.

A modelação ocorre em duas fases já que se considera que o problema de transferência de calor é independente do problema mecânico. Numa primeira fase procede-se à análise térmica, cujos resultados são usados como “input” para o cálculo das tensões e deformações de origem térmica, tal como acontece em programas de MEF tais como o ABAQUS e o ANSYS. Esta aproximação não só tira partido das capacidades matemáticas e geométricas do MEF, mas também das capacidades de processamento e pós-processamento dos softwares. Primeiro são calculados os perfis de temperatura, e em seguida é resolvido o problema da deformação na mesma malha, usando como carregamento os perfis de temperatura calculados, que são importados de forma automática, com economia de tempo na transferência de dados (Figura 5).

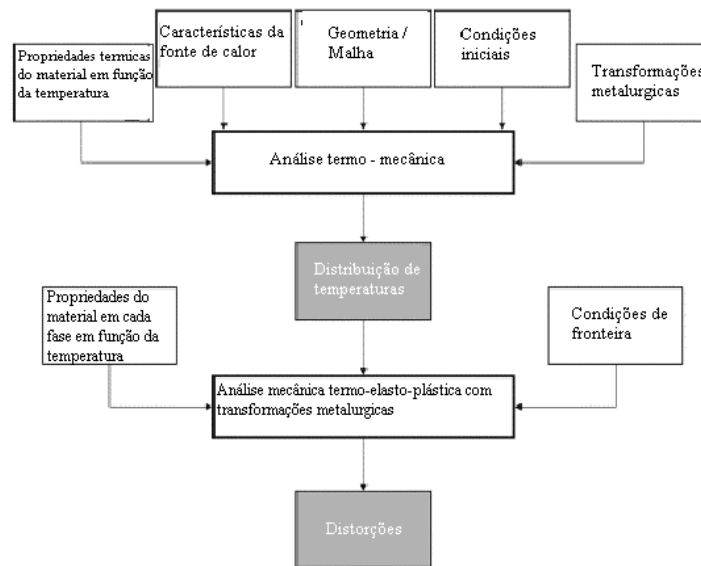


Figura 5 - Metodologia para o processo de modelação térmica e mecânica da soldadura laser

As modelações que permitem reproduzir melhor as situações observadas experimentalmente são modelações 3D termo-elasto-plásticas, utilizando elementos de oito nós em que a malha é mais refinada na zona da soldadura, de forma a otimizar o tempo de cálculo vs precisão, incluindo regras de endurecimento isotrópico e cinético e consideram o critério de cedência de Von Mises [3, 6].

1.7 Análise térmica

Existem vários modelos de transferência de calor para a simulação da soldadura: modelos analíticos, numéricos e semi-quantitativos, em que as propriedades térmicas são assumidas constantes e independentes da temperatura, não existem perdas de calor por radiação ou convecção e não consideram as transformações de fase no estado sólido ou associadas à fusão e solidificação [2].

As simplificações referidas são irrealistas e na modelação térmica com o objectivo de calcular as tensões residuais é importante considerar a variação das propriedades dos materiais com a temperatura, entre outras. Assim, considerou-se o modelo de Michaleris e DeBiccari [18- 20] que contempla esta variação.

A equação diferencial parcial para a condução de calor transiente é dada por:

$$k(T) \cdot \left\{ \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) + \left(\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \left(\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \right\} + \dot{Q} = \rho(T) \cdot C_p(T) \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) \quad (1)$$

Onde x, y, z são as coordenadas cartesianas de um qualquer ponto, \dot{Q} é a quantidade de calor gerado, ρ é a densidade, k é a condutividade térmica e C_p é o calor específico. Todas estas grandezas são função da temperatura e esta é função do tempo.

1.7.1 Fonte de calor

A distribuição da intensidade da fonte de calor determina o tamanho e a forma da zona fundida. Para simular a distribuição de temperaturas e o fluxo de calor segundo a direcção da soldadura, o feixe laser é modelado como sendo uma fonte de calor tridimensional móvel.

A forma mais simples de modelar a fonte é considerar que o calor é depositado num ponto da superfície da chapa. Um melhoramento deste modelo é considerar a fonte de calor linear e finalmente uma simulação mais precisa de fonte, considera que esta é circular e que o calor se propaga em profundidade na peça reproduzindo uma forma cónica aproximada à do “keyhole”.

O modelo de fonte linear considera que a distribuição de intensidade da fonte é linear num volume cónico com uma forma aproximada à do “keyhole”, baseia-se na equação da geração de calor por unidade de volume, da transmissão de calor.

$$Q = \frac{P}{V} \quad (2)$$

Em que Q é a quantidade de calor gerada por unidade de volume [J/s.m³], P é a potência da fonte de calor [W] e V o volume do “keyhole”.

Um segundo modelo de fonte de calor assume um fluxo de calor Gaussiano na zona fundida simulado através de um cone. Este modelo tem a capacidade de ser modificado através da simples alteração de vários parâmetros geométricos de forma a simular diferentes zonas fundidas.

Segundo os trabalhos desenvolvidos por vários investigadores [21 - 24], conclui-se que a melhor simulação do “keyhole” é conseguida através de um cone (Figura 6) que segue uma distribuição Gaussiana de fluxo de calor e que pode ser modelada através da seguinte fórmula, que permite determinar a potência absorvida do laser em qualquer ponto do cone (z,r):

$$Q = \frac{2P}{\pi r_0^2 H} e^{-1-\left(\frac{r}{r_0}\right)^2} \left(1 - \frac{z}{H}\right) \quad (3)$$

Onde P é a potência do laser absorvida, r_0 é o raio inicial (no topo do “keyhole”), H a profundidade, r o raio e z a profundidade.

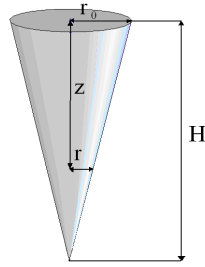


Figura 6 - Volume de geração de calor cônico

O terceiro modelo de fonte de calor também assume uma distribuição de calor Gaussiana com a forma ilustrada na Figura 7, mas a forma do “keyhole” tem uma forma ligeiramente diferente.

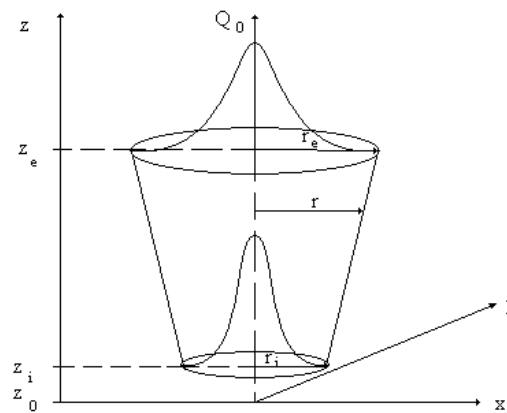


Figura 7 - Geometria da fonte de calor

Admite-se para este modelo uma base de incidência circular com diâmetro d [m], uma potência P [W], uma velocidade v [m/s] e um coeficiente de rendimento η , que em coordenadas polares pode ser expresso por:

$$\int_0^h \int_0^{2\pi} \int_0^{d/2} F_G \cdot r \cdot \partial r \cdot \partial \theta \cdot \partial Z = \eta \cdot P \quad (4)$$

Em que F_G define a intensidade de energia do feixe no ponto à distância r da localização inicial (x_0, y_0, z_0) da fonte. Se (x, y, z) representar as coordenadas desse ponto no instante t e o feixe se deslocar ao longo do eixo de soldadura à velocidade constante v , [m/s], o quadrado dessa distância é dado por:

$$r^2 = (x - x_0)^2 + (y - y_0 - v \cdot t)^2 \quad (5)$$

A expressão que caracteriza a densidade de energia do feixe gaussiano, é a seguinte:

$$F_G = Q_0 \cdot \exp \left[-2 \cdot \left(\frac{r}{r_0} \right)^2 \right] \quad (6)$$

$$r_0^2 = \left[R_e - \frac{(R_e - R_i) \cdot (Z_e - (Z + Z_0))}{Z_e - Z_i} \right] \quad (7)$$

O parâmetro Q_0 representa a intensidade máxima da fonte medida em $[\text{W}/\text{m}^3]$, sendo determinada a partir da integração da combinação das equações 3, 5, 6 para uma determinada potência e rendimento [25 - 26].

1.7.2 Condições de fronteira

Durante o processo de soldadura por laser, o calor é fornecido ao banho de soldadura através do laser. Este calor é transferido para o metal através de condução e convecção e uma parte é perdida por convecção livre e por radiação.

O calor perdido por convecção livre segue a lei de Newton, onde o coeficiente da transferência de calor convectiva se assume a variar de acordo com a lei Newton, onde o coeficiente de transferência de calor convectiva assume-se como função da temperatura e orientação espacial da fronteira (equação 8).

$$q_c = \frac{k \cdot Nu}{L} \cdot (T - T_a) \quad (8)$$

Onde k é a condutividade térmica do material, L o comprimento característico da placa ou superfície, T_a é a temperatura ambiente, e Nu o número de Nusselt definido por:

$$Nu = 5,67 \cdot Pr^{\frac{1}{3}} \cdot Gr^{\frac{1}{3}} \quad (9)$$

Em que Pr é o número de Prandtl e Gr é o número da Grashof. Tanto o Pr , como o Gr são funções das propriedades à temperatura ambiente e das diferenças de temperatura entre a temperatura da superfície e do ambiente.

As perdas devidas à radiação entre a junta soldada e o ambiente são importantes quando a diferença de temperaturas é elevada. A radiação é modelada de acordo com a relação de Stefan-Boltzman:

$$q_r = \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T^4 - T_a^4) \quad (10)$$

Em que ε é a emissividade e σ é a constante de Stefan-Boltzman. Assume-se que as perdas por radiação ocorrem a partir da superfície para o meio circundante e que no início da soldadura o material se encontra à temperatura ambiente.

2 Materiais

Os materiais usados neste trabalho são metais duros constituídos por carboneto de tungsténio numa matriz de cobalto com 6, 12 e 25 % de Co, com a denominação comercial K10, K40 e GD50, respectivamente, fornecidos pela empresa DURIT. O aço DIN EN 10083 com composição indicada na Tabela 1 é um aço utilizado no fabrico de ferramentas com pastilhas de metal duro.

C	Cr	Si	Mn	Al	Ti	P	V	B	S
0.254	0.328	0.168	1.23	0.035	0.03	0.013	0.009	0.0025	0.001

Tabela 1 - Composição química do aço DIN EN 10083 [27]

2.1 Metal duro

Os metais duros (MD) são materiais constituídos por partículas de carboneto de tungsténio dispersas numa matriz de cobalto obtidos por um processo de sinterização. Os carbonetos têm uma dureza muito elevada e representam 60 a 95% do volume total do metal duro.

Os metais duros mais comuns são os carbonetos de tungsténio (WC) e os carbonetos de tântalo (TaC).

A matriz típica é de cobalto, embora também possa ser de níquel, ferro – níquel e crómio – ferro – níquel.

Os carbonetos de tungsténio têm a particularidade de constituírem mais de 80% dos metais duros usados industrialmente, uma vez que apresentam propriedades e características, que os tornam singulares em vários aspectos. Têm alta resistência mecânica, combinada com uma elevada dureza, elevado ponto de fusão e uma excelente resistência ao desgaste e à abrasão.

Os compósitos de WC-Co são amplamente utilizados como matéria-prima para ferramentas de corte que, actualmente, apenas são fabricadas por sinterização. As suas temperaturas de trabalho são frequentemente superiores a 1300K.

As ligas de WC-Co são obtidas por sinterização de pós de WC e Co a temperaturas entre 1650 e 1720K. Devido às diferenças dos coeficientes de expansão térmica do WC e do Co podem aparecer tensões residuais após o arrefecimento ou após a fabricação ou aplicação de um ciclo térmico. À temperatura ambiente as tensões são de compressão na fase WC e de tracção na fase do Co [28 - 32], o que está de acordo com os modelos teóricos [31 -34].

A evolução das tensões residuais térmicas em função da temperatura apresenta dois domínios distintos [34]:

- A temperaturas inferiores a 1000 K observa-se um decréscimo na intensidade das tensões residuais em ambas as fases. À medida que a temperatura aumenta e em que o comportamento do material é essencialmente elástico e que a relaxação das tensões térmicas é devida às variações com a temperatura dos coeficientes de expansão linear do WC e do Co, até aos 1000K.
- A temperaturas superiores a 1000K verifica-se um incremento das tensões residuais no WC, um rápido aumento do parâmetro de rede no Co é devido à solução do W. A solução do WC também influencia o aumento da intensidade da tensão de compressão no WC durante o aquecimento. A histerese que ocorre é devida à diferença entre a cinética de solução-precipitação entre o aquecimento e arrefecimento do W do WC e WCo_3 .

As propriedades mecânicas do WC-Co apresentam três domínios distintos que dependem da temperatura e da percentagem de cobalto. Tomando como referência uma liga de WC-11%Co, esta apresenta um comportamento elástico e frágil, entre a temperatura ambiente e os 900K; é resistente e tenaz com plasticidade limitada entre os 900 e 1100K; e apresenta encruamento e fluência a partir dos 1100K. [34].

Os MDs utilizados foram o K10, K40, GD50 com 6, 12 e 25 % em peso de Co respectivamente, cujas propriedades térmicas, físicas e mecânicas são apresentadas nas Tabelas 2 a 5. De salientar a enorme dificuldade em encontrar na literatura informação sobre as propriedades destes materiais em função da temperatura.

Através da análise do diagrama de fase do WC-Co (Figura 8) desenvolvido por Gruter [35] consta-se que as ligas de WC-Co utilizadas no presente trabalho têm o mesmo tipo de transformações de fases em condições de equilíbrio.

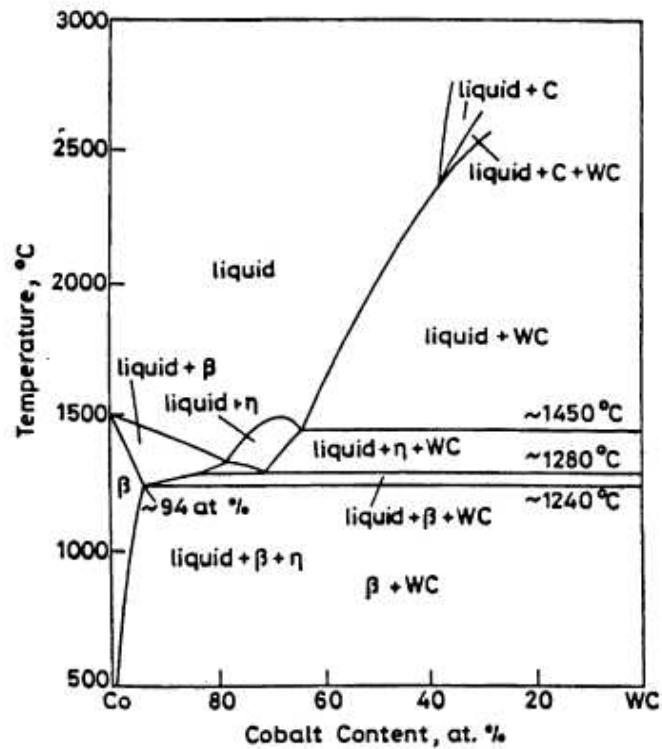


Figura 8 - Secção vertical entre WC estequiométrico e Co no diagrama de fase W-Co-C [35]

K40						
T (K)	E (GPa) ^a	$\alpha \cdot 10^{-6} (\text{K}^{-1})$ ^a	ν ^a	σ_y (MPa) ^a	C_p (J/Kg.K) ^b	K (W/m.K) ^b
273					126	34.3
293	480	5.8	0.23	1790		
373	474	5.8	0.23	1609		
473	470	5.8	0.23	1428	153	28.5
573	450	5.9	0.23	1247		
673	430	6	0.23	729	166	23.9
773	420	6.1	0.23	680		
873	390	6.25	0.23	400	174	20.9
973	315	6.5	0.23	240		
1073	270	6.8	0.23	160	180	18
1173	198	6.9	0.23	120		
1273	110	7.1	0.23	40	185	14.7

Tabela 2 - Propriedades termo-mecânicas do MD K40; a [36], b [37]

K10				
T (K)	E (GPa) ^a	$\alpha \cdot 10^{-6} (\text{K}^{-1})$ ^a	ν ^a	σ_y (MPa) ^a
293	584	4.3	0.22	2600
373	573	4.3	0.22	2302
473	565	4.4	0.22	2004
573	560	4.55	0.22	1706
673	528	4.75	0.22	1408
773	496	4.9	0.22	1110
873	470	5.0	0.22	810
973	430	5.2	0.22	575
1073	380	5.4	0.22	290
1173	348	5.5	0.22	180
1273	278	5.6	0.22	105

Tabela 3 - Propriedades termo-mecânicas do MD K10; a [36]

K10			
	T=1023K	T=1123K	T=1273K
ϵ (%)	σ (MPa)	σ (Mpa)	σ (MPa)
0	0	0	0
0.05	240	170	120
0.1	570	250	170
0.15	870	400	200
0.2		540	220
0.25		580	240

Tabela 4 - Dados das curvas de tensão vs extensão a diferentes temperaturas para o MD K10 [38]

GD50				
T (K)	E (GPa)	$\alpha \cdot 10^{-6} (\text{K}^{-1})$	ν	σ_y (MPa)
293	398	6.3	0.25	1005
373	387	6.3	0.25	868
473	375	6.35	0.25	769
573	364	6.45	0.25	713
673	330	6.6	0.25	664
773	298	6.9	0.25	583
873	243	7.2	0.25	380
973	192	7.35	0.25	220
1073	163	7.45	0.25	150
1173	110	7.55	0.25	100
1273	60	7.7	0.25	30

Tabela 5 - Propriedades termo-mecânicas do MD GD50 [36]

2.2 Aço DIN EN 10083

Os aços ligados são aços com adição de um ou mais elementos de liga, tais como, níquel, cromo, molibdênio, titânio, vanádio, boro, chumbo, etc., em quantidades tais que a adição destes elementos, confere ao aço propriedades mecânicas e físicas especialmente melhoradas, como a resistência ao desgaste, a temperabilidade, a ductilidade e a tenacidade.

2.2.1 Variações de volume e transformações de fase

O processo de soldadura por fusão implica transformações metalúrgicas dos materiais, nomeadamente em fase sólida, de fusão e solidificação. A taxa de deformação total pode ser decomposta num conjunto de parcelas [26]:

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^{th} + \dot{\varepsilon}^{cp} + \dot{\varepsilon}^{tp} \quad (11)$$

Em que $\dot{\varepsilon}$ é a taxa de deformação total, $\dot{\varepsilon}^e$ é a componente elástica da deformação, $\dot{\varepsilon}^{th}$ é a componente da deformação termo-metalúrgica, $\dot{\varepsilon}^{cp}$ é a componente da deformação plástica ou viscoplástica, e $\dot{\varepsilon}^{tp}$ refere-se à contribuição da plasticidade na transformação.

A deformação de origem térmica, $\dot{\varepsilon}^{th}$, assume diferentes valores, $\dot{\varepsilon}_i^{th}$ e $\dot{\varepsilon}_j^{th}$, conforme a fase em que o material se encontra no ponto, fase i ou fase j [39], e podem ser obtidas através das curvas dilatométricas de cada material. A deformação térmica de cada fase difere não apenas no que diz respeito ao seu gradiente, que representa o coeficiente de expansão ou contracção, mas também na ordenada de origem, reflectindo as variações de volume total durante a transformação. Durante as transformações de fase a deformação térmica e a variação de volume podem ser calculadas através de uma lei de misturas linear [39], tal que:

$$\dot{\varepsilon}^{th}(T) = \sum_{fases} p_k \cdot \dot{\varepsilon}_k^{th}(T) \quad (12)$$

Em que:

$$\dot{\varepsilon}_k^{th}(T) = \alpha_k(T) \cdot [T - T_0] \quad (13)$$

Onde, α_k é o coeficiente de expansão linear térmico da fase k e T_0 é a temperatura de referência, usualmente a temperatura ambiente. Desta forma, as alterações de volume devidas às transformações de fase são modeladas através das deformações térmicas e são diferentes para cada transformação de acordo com a taxa de arrefecimento (Figura 9).

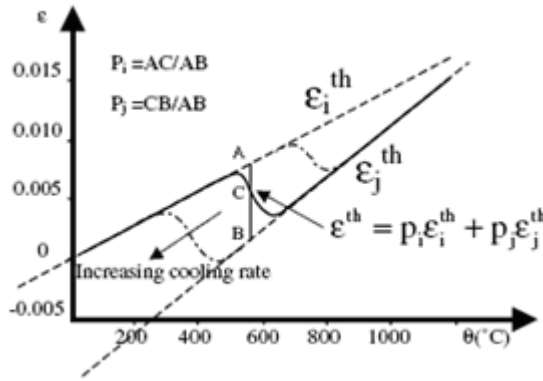


Figura 9 - Representação da lei de misturas na curva dilatométrica [26]

A transformação de fase plástica pode ser definida como sendo uma deformação plástica anómala que pode ser observada, mesmo muito abaixo da tensão de cedência, quando as transformações metalúrgicas ocorrem sob a acção de tensões externas. Este tipo de deformações deve-se aos mecanismos físicos de Greenwood-Jonhson (1965) e de Magee (1966) [39]. De acordo com a teoria de Greenwood-Jonhson, a plasticidade de transformação tem origem na micro-plasticidade na fase austenítica mais fraca induzida pela diferença de volume específico entre as fases. Este fluxo plástico é orientado por uma carga externa. Enquanto, de acordo com o mecanismo de Magee, quando ocorre a transformação martensítica na presença de uma tensão externa, formam-se placas de martensite numa direcção preferencial. Leblon [39], demonstrou que como resultado do procedimento de homogeneização, as deformações plásticas comprometem, em adição aos termos “clássicos”, um termo extra, a derivada em ordem ao tempo que por sua vez é proporcional à taxa de transformação (que corresponde à plasticidade de transformação). No caso em que o mecanismo de Magee é desprezável e as fases são idealmente plásticas, uma expressão explícita para a taxa de deformação da plasticidade de transformação é dada por [40]:

$$\dot{\varepsilon}^{tp} = \begin{cases} 0 & p \leq 0.03 \\ -\frac{3 \cdot \Delta \varepsilon_{i \rightarrow j}^{th}}{\sigma_i^y} S \cdot h\left(\frac{\sigma^{eq}}{\sigma^y}\right) \cdot (\ln p) \cdot \dot{p} & p > 0.03 \end{cases} \quad (14)$$

Onde p é a proporção de volume da fase j (formada na transformação), σ^{eq} é a tensão macroscópica de Von Mises, σ^y é a tensão de cedência macroscópica avaliada por uma regra não linear de misturas [41], S é o desviador de tensão macroscópico, $\Delta \varepsilon_{i \rightarrow j}^{th}$ é a diferença da deformação térmica entre as duas fases ($\varepsilon_j^{th} - \varepsilon_i^{th}$), σ_i^y é a tensão de cedência da fase i e a função $h(\sigma^{eq} / \sigma^y)$ é definida da seguinte forma:

$$h\left(\frac{\sigma^{eq}}{\sigma^y}\right) = \begin{cases} 1 & \frac{\sigma^{eq}}{\sigma^y} \leq \frac{1}{2} \\ 1 + 3,5 \cdot \left(\frac{\sigma^{eq}}{\sigma^y} - \frac{1}{2}\right) & \frac{\sigma^{eq}}{\sigma^y} \geq \frac{1}{2} \end{cases} \quad (15)$$

O parâmetro $p = 3\%$ na equação 14 tem em conta o facto da formulação da plasticidade de transformação (devido ao pressuposto de que toda a fase austenítica é plastificada desde o início da plasticidade ideal) sobrestima o fenómeno para valores muito baixos de p , onde a deformação é essencialmente elástica [40]; enquanto a equação 15 tem em conta a não linearidade no que diz respeito à tensão aplicada, que se torna importante quando a tensão é da ordem de σ^y [40]. A equação 14 pode ser facilmente implementada num código numérico e permite calcular a contribuição da plasticidade de transformação de fase sem realizar experiências para a determinação da plasticidade de transformação para o material considerado, conhecidos os parâmetros termo-mecânicos.

Na Tabela 6 apresentam-se algumas das propriedades físicas e mecânicas do aço em estudo.

Propriedades Mecânicas do Aço (DIN EN 10083):
Condutividade (k) –42 W/m.K
Densidade (ρ) –7850 Kg/m ³
Dureza (HV) – 400

Tabela 6 - Propriedades Mecânicas do Aço em estudo

Na Tabela 7 apresentam-se as entalpias de transformação de fase (sólido - líquido e líquido - sólido) em função da temperatura.

T [K]	H [KJ/m ² .k]
255,37	0
1723,7	8,2475x10 ⁹
1783,2	1,0546x10 ¹⁰
1852,5	1,121x10 ¹⁰

Tabela 7 - Entalpias de transformação de fase [42]

A Tabela 8 apresenta valores de difusidade (α), de calor específico (C_p), de coeficiente de expansão linear (α) e de módulo de Young (E), em função da temperatura, obtidos por extrapolação a partir dos Gráficos apresentados nas Figuras 11 a 13 conjuntamente com a

análise do diagrama de fase do Fe-C (Figura 10) para a identificação das diferentes fases em função da temperatura.

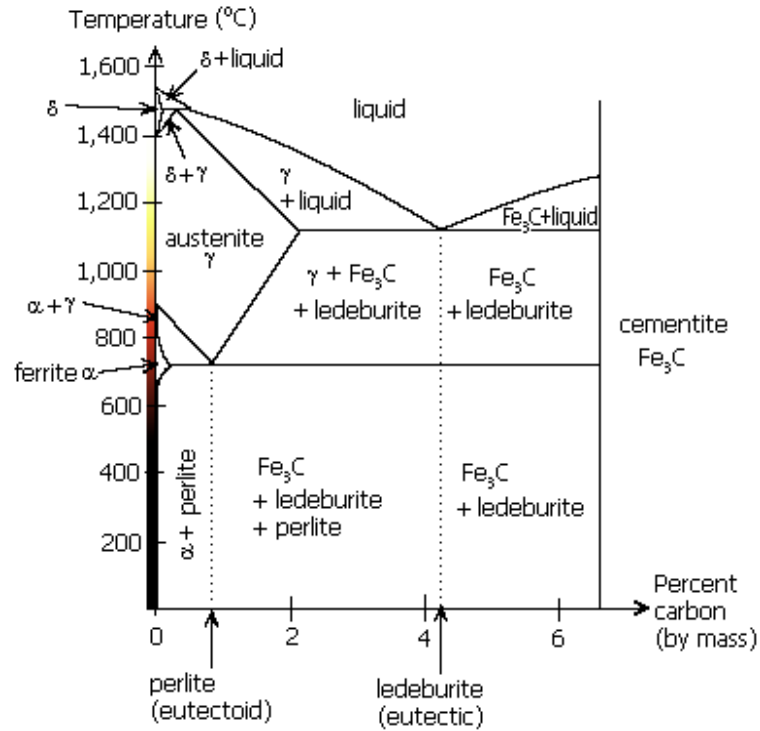


Figura 10 - Diagrama de Fase Fe-C

T [k]	α [m/s^2]	Cp [J/Kg.K]	a [k^{-1}]	E [GPa]
273	1.1×10^{-5}	477		
473	9.52×10^{-6}	535	14×10^{-6}	200
673	7.66×10^{-6}	615	17×10^{-6}	180
873	5.8×10^{-6}	725	20.5×10^{-6}	155
973	4.25×10^{-6}	900	21.7×10^{-6}	145
974	4.29×10^{-6}	680	21.15×10^{-6}	120
1073	5.52×10^{-6}	600	21.15×10^{-6}	100
1273			21.15×10^{-6}	55

Tabela 8 – Propriedades termofísicas do aço em função da temperatura

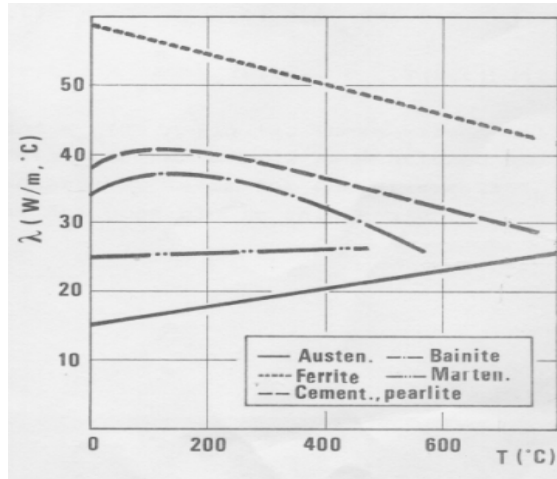


Figura 11 - $\lambda_k(T)$ para diferentes fases do aço. [43]

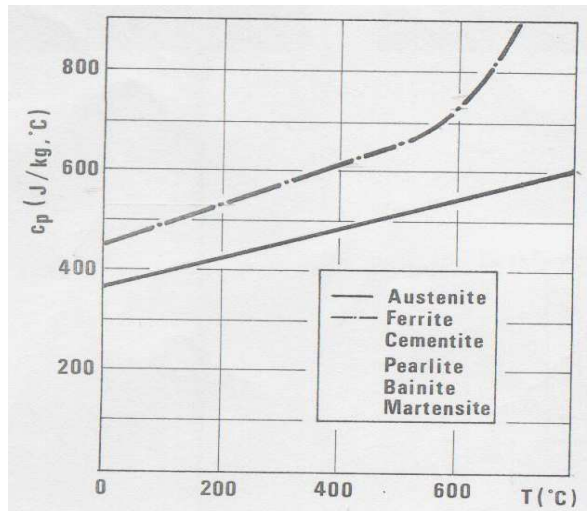


Figura 12 - $C_{pk}(T)$ para diferentes fases do aço. [43]

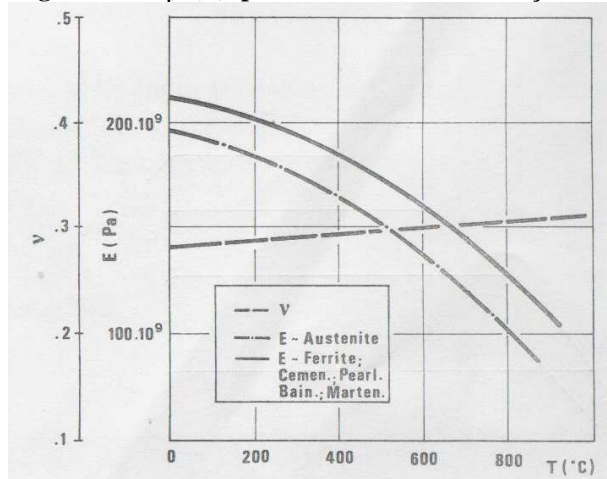


Figura 13 - $\lambda_k(T), \nu(T)$ [43]

Nota: Os valores correspondentes à difusidade foram obtidos pela expressão [43]:

$$\alpha = \frac{\lambda}{\rho \times C_p} \quad (16)$$

Onde:

- ⇒ α - Difusidade [m^2/s]
- ⇒ λ - Condutibilidade térmica [$\text{W}/\text{m}^\circ\text{C}$]
- ⇒ ρ - Densidade [Kg/m^3]
- ⇒ C_p - Calor específico [$\text{J}/\text{Kg}.\text{K}$]

3 Procedimento experimental

Foi utilizado um Laser de Nd:YAG funcionando em modo contínuo (CW) da HAAS-LASER, modelo HL3006D, com uma potência máxima de 3000 W, com um feixe multimodo, um sistema de focalização com uma distância focal de 150 mm e um diâmetro de feixe no ponto focal de 400 μm . Este Laser permite uma movimentação 3D, dado que está acoplado a um robot de soldadura (Manutec) com 8 eixos. O controlo foi efectuado por computador, com uma câmara vídeo acoplada ao Laser permitindo posicionar e controlar visualmente o seguimento de junta. As juntas foram produzidas em provetes de MD com 20x80 mm em juntas topo a topo. A espessura dos provetes variou entre 2 mm no caso dos provetes similares e 2,5 mm nos provetes dissimilares.

Foram utilizados diferentes parâmetros de soldadura, como sejam a potência do feixe (P), a velocidade de deslocamento (v) e a posição do ponto focal relativamente ao eixo da soldadura (t_w). Os parâmetros testados são indicados nas Tabelas 9 e 10, para as ligações dissimilares e similares, respectivamente. Para além da entrega térmica variou-se a temperatura de pré e/ou pós-aquecimento e o grau de constrangimento da junta de modo avaliar a sua influência na qualidade da junta obtida.

Tipo de junta		Ref. Provete	P [W]	v [m/min]	t_w [mm]	ET [J/mm]	Observações
Dissimilares	Aço – K10	2D	2000	3	0,2	40	
	Aço – K40	3C	2000	3	0,15	40	Pré-aquecimento de 300°C
		7B	3000	5	0,2	36	
		11B	2000	3	0,15	40	
		12B	2000	3	0,25	40	

Tabela 9 - Parâmetros de soldadura dos provetes dissimilares

Ref. Provete	P [W]	v [m/min]	ET [J/mm]	Observações
5	2000	2,4	50	Pré-aquecimento a 300°C e ausência de sistema de fixação
7	1000	1,8	33	Dois passes. 1º passe com feixe focado a -1,5 mm e 2º passe com feixe focado na superfície. Falta de penetração na raiz e fissuração.
10	1000	1,8	33	Dois passes. 1º passe com feixe focado a -1,5 mm e 2º passe com feixe focado na superfície. Pré-aquecimento a 350°C seguido de pós-aquecimento. Arrefecimento em base de cobre. Fissuração ao longo do cordão.
11	1000	1,8	33	Igual a 10 mas com as chapas posicionadas sobre uma base de cerâmica de SiN com 10mm de espessura para diminuir a velocidade de escoamento de calor e a velocidade de arrefecimento do junta. (Fig. 3). Fissuração ao longo do cordão.
12	1000	1,8	33	Pré-aquecimento efectuado com o laser desfocado de modo a ter uma temperatura na superfície de 350°C. Dois passes. 1º passe com feixe focado a -1,5 mm e 2º passe com feixe focado na superfície. Potência=1kW, velocidade de soldadura=1,8m/min. Pós-aquecimento
13	2000	2,4	50	Mesmo procedimento do anterior mas com uma potência de soldadura de 2 kW e velocidade de soldadura de 2,4m/min

Tabela 10- Parâmetros de soldadura dos provetes similares GD50 – GD50

Os provetes foram polidos e contrastados de forma a determinar as extensões das zonas fundidas e termicamente afectadas [44].

As tensões residuais dos provetes dissimilares aço-K10 e aço-K40 foram medidas por difracção de raios X [Anexo 10] no Departamento de Física da FCTUC. Para tal, após polidos e contrastados, os provetes foram irradiados por um feixe cuja área de incidência é de 2mm na direcção transversal e de extensão indeterminada na direcção longitudinal.

Para a determinação das tensões residuais no MD, as medições foram efectuadas sobre os picos {211} da fase WC, utilizando radiação de Cu, com uma profundidade de penetração de 1,7 μm .

No aço as medições foram efectuadas sobre os picos {211} da fase Fe- α , utilizando radiação de Cr com uma profundidade de penetração de 5,5 μm .

As medições realizadas na zona do cordão de soldadura foram realizadas com uma área irradiada limitada por uma máscara de 1 mm a toda a largura do provete, sobre os planos {212} da fase WC com radiação de Cu com uma profundidade de penetração de 1,9 μm .

As tensões residuais respeitantes aos provetes 5 e 12 similares (GD50 – GD50) foram realizadas na AIMEN, através do método de “hole drilling”, de forma a determinar o perfil de tensões residuais existente ao longo da espessura dos provetes, na zona termicamente afectada e na zona fundida. Recorrendo a um equipamento da SYNT Technologies MTS3000 e extensómetros HBM 1,5/120K RY61, em forma de roseta do tipo B (segundo a norma ASTM E837) [50] foram realizados dois ensaios em cada provete, um na zona do metal base e outro na ZTA/ZF (Figura 14).

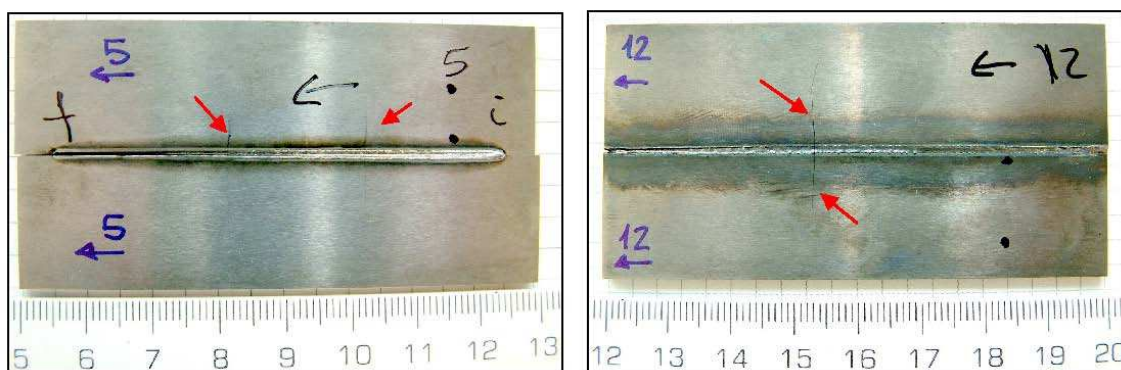


Figura 14 – Aspecto inicial dos provetes. As setas vermelhas indicam as fissuras. Os pontos a negro indicam as zonas onde se realizaram as medições

Os furos foram abertos com uma broca de 1,8 mm até uma profundidade de 2 mm. O avanço da broca foi de tipo logaritmico, com uma velocidade total de 0,05 mm/min. O furo foi realizado em 35 passos com intervalos de 10s entre passos para registo de dados e arrefecimento da zona perfurada. As rosetas de extensómetros foram coladas à superfície dos

provetes com um adesivo cianoacrílico, e uma vez incorporados os cabos de dados, fixou-se o conjunto sobre um suporte rígido através de uma pasta cerâmica de endurecimento rápido.

4 Modelação térmica

A modelação efectuada teve como objectivo determinar o perfil de temperaturas originadas pela soldadura por laser. Para esse efeito, utilizou-se o software existente no laboratório de Tecnologia Industrial da FCT UNL, o ANSYS v11.0.

O ANSYS é um programa de elementos finitos com uma ampla gama de aplicações, desde análise de estruturas, topologia e análise térmica, entre muitos outros tipos de análises. Apesar de algumas limitações, principalmente relacionadas com a liberdade na geração de malhas e a simulação da fonte de calor, é um programa muito completo. Por exemplo, contempla as mesmas teorias em que o ABAQUS baseia os seus algoritmos de cálculo, para modelações termo-mecânicas não lineares. O ANSYS também contempla os fundamentos de fluxo de calor de condução e regras de endurecimento bilineares e multilineares isotrópicas, com critério de cedência de Von Mises (que será abordado no capítulo 6.1), que são as teorias mais utilizadas e que permitem a obtenção de melhores resultados [18, 19, 45].

Contudo este software apresenta algumas limitações, nomeadamente:

- capacidade de simulação de uma fonte de calor móvel;
- forma da fonte de calor;
- refinamento da malha na zona do cordão de soldadura;
- dimensão do problema devido ao elevado nível de refinamento da malha, que se traduz num elevado número de equações não lineares que requerem uma quantidade de memória RAM muito superior à disponível pelo sistema utilizado e tempos de cálculos muito elevados.

De modo a ultrapassar estes problemas,

- construíram-se Tabelas de funções triangulares que ao se sobreporem simulam uma fonte de calor contínua no tempo e espaço;
- simplificou-se a forma da fonte de calor, passou-se do cone / tronco de cone propostos pelas teorias dos modelos de fonte de calor para um trapezóide;
- concebeu-se um programa em MATLAB que possibilita a geração das linhas de comando para o ANSYS que criaram:
 - nos locais pretendidos os “keypoints” e posteriormente as áreas, volumes;
 - as Tabelas de geração de calor no ANSYS;
 - e atribuem cada Tabela a um conjunto específico de elementos;

- optimizou-se a dimensão da malha em função da capacidade computacional disponível e tempo de cálculo, através de um processo de tentativa e erro.

4.1 Modelo subjacente ao ANSYS

Para a modelação das tensões residuais inerentes à soldadura por laser, numa primeira etapa, procedeu-se à modelação térmica transiente da soldadura por laser para a determinação dos perfis de temperatura resultantes do processo. Para tal o ANSYS usa os fundamentos de fluxo de calor seguidamente expostos para proceder ao cálculo dos perfis de temperatura resultantes da soldadura [46]:

Fundamentos de fluxo de calor - condução e convecção

A primeira lei da termodinâmica elucida que a energia térmica é conservada. Especificando num volume de controlo diferencial temos que:

$$\rho c \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \{V\}^T \{L\} T \right) + \{L\}^T \{q\} = \ddot{q} \quad (17)$$

Onde:

ρ = densidade

c = calor específico

T = temperatura ($T(x,y,z,t)$)

t = tempo

$$\{L\} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} \\ \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} \end{Bmatrix} = \text{vector operador}$$

$\{q\}$ = vector de fluxo de calor

\ddot{q} = Taxa de geração de calor por unidade de volume

Deve-se ter em conta que os termos $\{L\}$, T , $\{L\}^T$ e $\{q\}$ também podem ser interpretados como ∇T e $\nabla \cdot \{q\}$, respectivamente, onde ∇ representa o operador gradiente e $\nabla \cdot$ representa o operador divergência.

De seguida, é utilizada a lei de Fourier para relacionar o vector de fluxo de calor com os gradientes térmicos:

$$\{q\} = -[D]\{L\}T \quad (18)$$

Onde:

$$[D] = \begin{bmatrix} K_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & K_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz} \end{bmatrix} = \text{matriz de condutividade}$$

K_{xx} , K_{yy} , K_{zz} = condutividade no elemento nas direcções x, y, e z, respectivamente.

Combinando as equações 17 e 18, vem que:

$$\rho c \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \{v\}^T \{L\}T \right) = \{L\}^T ([D]\{L\}T) + \ddot{q} \quad (19)$$

Expandido a equação 19:

$$\begin{aligned} \rho c \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} + v_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \\ \ddot{q} + \frac{\partial}{\partial x} \left(K_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) \end{aligned} \quad (20)$$

Assume-se que todos os efeitos considerados estão no sistema cartesiano global.

Podem ser considerados três tipos de condições de fronteira. Pressupõe-se que estes cobrem o elemento por completo.

Especificam-se:

As temperaturas que actuam na superfície S_1 :

$$T = T^* \quad (21)$$

Onde T^* é a temperatura especificada

O fluxo de calor especificado que actua sobre a superfície S_2 :

$$\{q\}^T \{\eta\} = -q^* \quad (22)$$

Onde:

$\{\eta\}$ = unidade para além do vector normal

q^* = fluxo de calor especificado

E as superfícies de convecção que actuam na superfície S_3 (Lei do Arrefecimento de Newton):

$$\{q\}^T \{\eta\} = h_f(T_S - T_B) \quad (23)$$

Onde:

h_f = coeficiente de filme. Avaliado a $(T_B + T_S) / 2$ a não ser que seja especificado para o elemento

T_B = temperatura de fronteira imposta por um fluido adjacente

T_S = temperatura na superfície do modelo

Nota: valores positivos de fluxo de calor especificados nas fronteiras (i.e., na direcção oposta a $\{\eta\}$), fazem com que este apareça com sinal negativo nas equações 22 e 23.

Combinando a equação 18 com as equações 22 e 23:

$$\{\eta\}^T [D] \{L\} T = q^* \quad (24)$$

$$\{\eta\}^T [D] \{L\} T = h_f(T_B - T) \quad (25)$$

Multiplicando a equação 19 por uma variação virtual na temperatura e integrando no volume do elemento considerado, e combinando com as equações 20 e 21 devidamente reorganizadas, tem-se:

$$\int_{vol} \left(\rho c \delta T \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \{v\}^T \{L\} T \right) + \{L\}^T (\delta T) ([D] \{L\} T) \right) d(vol) = \int_{S_2} \delta T q^* d(S_2) + \int_{S_3} \delta T h_f (T_B - T) d(S_3) + \int_{vol} \delta T \ddot{q} d(vol) \quad (26)$$

Onde:

vol = volume do elemento

δT = uma temperatura virtual permitida ($=\delta T(x,y,z,t)$)

Descrição do elemento térmico bidimensional

Dos elementos térmicos bidimensionais disponíveis no ANSYS, seleccionou-se o elemento SHELL57, uma vez que as suas características eram as que mais se adequavam ao problema em estudo.

Sólido térmico 2D

O elemento SHELL57 [46] é tridimensional e contém capacidade de condução térmica no plano. O elemento tem quatro nós com um único grau de liberdade, a temperatura, em cada nó. O elemento de casca (shell) condutor é aplicável a 3D, nas análises térmicas estacionárias e transientes.

Se houver necessidade de analisar posteriormente o modelo que contém o elemento de casca condutor, este deverá ser substituído pelo seu equivalente estrutural (SHELL63).

A geometria, localização dos nós, e o sistema de coordenadas para este elemento estão ilustrados na Figura 15. O elemento é definido por quatro nós, quatro espessuras, um ângulo de direcção do material (para materiais ortotrópicos) e as propriedades do material.

O elemento pode assumir uma espessura variável. Assume-se que a espessura varia ligeiramente ao longo da área do elemento, com a espessura definida nos quatro nós. Se o elemento tem uma espessura constante, então apenas é necessário definir TK(I). Se a espessura é variável, então é necessário definir as espessuras nos quatro nós.

As direcções de materiais ortotrópicos correspondem às direcções do sistema de coordenadas dos elementos. Esta direcção pode ser definida através do ângulo de rotação THETA (em graus).

As cargas nos elementos podem ser de convecção ou fluxo de calor e radiação. Estas cargas podem ser definidas como carregamentos de superfície nas faces do elemento e aplicadas por unidade de área, como é indicado pela numeração na Figura 15.

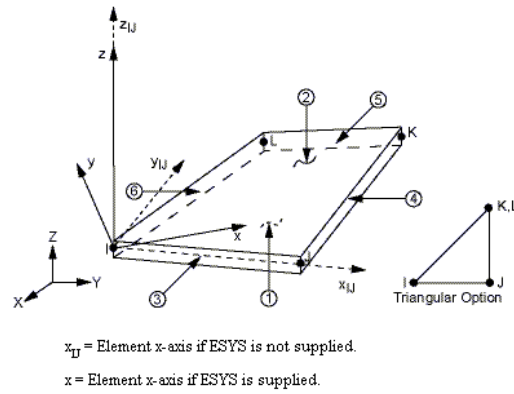


Figura 15 - Geometria do elemento SHELL57

As taxas de geração de calor podem ser definidas como carregamentos no corpo em todos os nós. Se a taxa de geração de calor apenas é definida no nó I, $HG(I)$, então os restantes nós assumem o valor de $HG(I)$ por defeito.

Pressupostos e restrições do elemento SHELL57:

- Os elementos não podem ter áreas iguais a zero. Isto ocorre mais frequentemente quando os elementos não estão numerados de forma adequada.
- A espessura do elemento não deve ser inferior a zero em nenhum nó do elemento.
- O elemento triangular pode ser formado definido duplicando os números dos nós K e L.

Descrição do elemento térmico tridimensional

Dos elementos disponibilizados pelo ANSYS, o elemento SOLID70 foi o escolhido por apresentar as características que mais se adequavam ao problema em estudo.

Sólido térmico 3D

O elemento SOLID70 [46] tem capacidade de condução térmica tridimensional. O elemento possui oito nós com um único grau de liberdade em cada nó, a temperatura. O elemento é aplicável a análises térmicas 3D estáticas e transientes. O elemento também pode compensar o transporte de massa devido a um fluxo de calor num campo de velocidades constante. Se se pretender fazer uma análise estrutural, posterior à análise térmica, o elemento deve ser substituído por um elemento equivalente estrutural (ex.: SOLID185).

A geometria, localização dos nós e o sistema de coordenadas deste elemento estão ilustradas na Figura 16. O elemento é definido por oito nós e através das propriedades do material ortotrópicas. As direcções ortotrópicas do material correspondem às direcções do sistema de coordenadas do elemento.

As cargas aplicáveis ao elemento são condução ou fluxo de calor (mas não ambas) e radiação e podem ser aplicadas como carregamentos nas faces, como ilustrado na Figura 16 através dos números dentro de círculos.

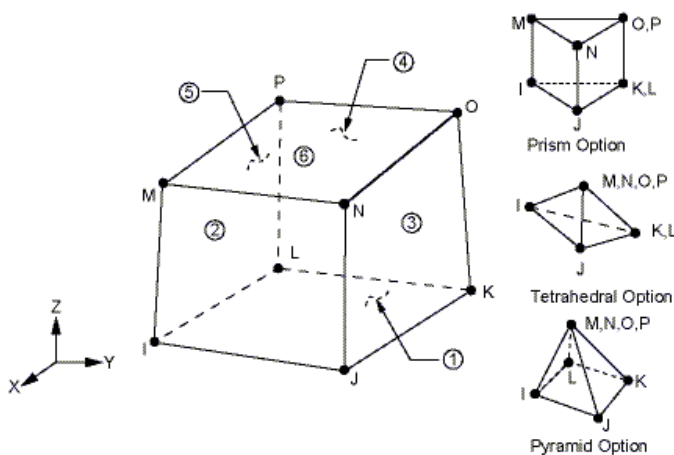


Figura 16 - Geometria do elemento SOLID70

As taxas de geração de calor podem ser aplicadas como “body loads” nos nós. Se for especificada a taxa de geração de calor no nó I, HG(I), e as taxas de geração de calor nos

restantes nós não forem especificadas, todos os nós assumem como defeito o mesmo carregamento do nó I.

O “output” da solução está associado ao elemento através das temperaturas nodais incluídas na solução nodal de todos os elementos.

Pressupostos e restrições do elemento SOLID70:

- O elemento não pode ter volume nulo. Isto normalmente ocorre quando os elementos não estão numerados correctamente.
- O elemento pode ser numerado de acordo com a ordem ilustrada na Figura 16.
- O calor específico e a entalpia são avaliados em cada ponto de integração para permitir mudanças abruptas (tais como mudanças de fase) no interior de uma grelha pouco refinada.
- Se o elemento térmico for substituído por um elemento estrutural SOLID185, onde as tensões superficiais são necessárias, o elemento térmico deve ser orientado para que a face I-J-N-M e ou a face K-L-P-O pertençam à superfície livre.
- A superfície livre do elemento (isto é, não adjacente a outro elemento e não sujeito a uma condição de fronteira) é assumida adiabática.
- As análises térmicas transientes com integração de intervalos de tempo reduzidos e com gradientes térmicos elevados na superfície também vão requerer uma malha fina na superfície.

4.2 Modelação térmica em ANSYS

Para a realização das modelações foram utilizados dois computadores com as seguintes características:

	Computador 1	Computador 2
CPU	Pentium 4 3.0 GHz	Pentium 4 3.2GHz
RAM	3 GB	2,5 GB
Disco Rígido	160 GB	160GB

Tabela 11 – Capacidade computacional disponível

A modelação da soldadura por laser para obtenção de tensões residuais necessita de duas fases. Uma primeira, consiste na análise térmica e a segunda na análise estrutural. No caso em estudo, devido à complexidade do modelo térmico e ao elevado número de Tabelas necessárias para simular a soldadura por laser, optou-se pela inserção de um passo extra, a criação de um programa em MATLAB [anexo 1]. Este programa gera um ficheiro com as linhas de comando necessárias à criação do modelo térmico que é carregado no ANSYS. Este passo apenas foi implementado devido ao elevado número de Tabelas de geração de calor (intensidade da fonte de calor *vs* tempo) utilizadas (25) para a simulação do “keyhole” durante a soldadura e do seu carregamento nos respectivos volumes.

As modelações das soldaduras por laser dissimilares (Aço-K10 e Aço-K40) e similares (GD50-GD50) foram realizadas em três fases. Numa primeira fase criou-se um programa em MATLAB, que gerou um ficheiro *.txt que foi posteriormente carregado no ANSYS contendo todas as linhas de comando necessárias à construção do modelo térmico (geometria, elementos, Tabelas de carregamento e sua aplicação a conjuntos de elementos). A segunda fase consistiu no carregamento do ficheiro anteriormente criado no ANSYS, de forma a proceder à modelação térmica, que permitiu a obtenção das distribuições de temperaturas durante a modelação da soldadura por laser. Na terceira e última fase realizou-se a modelação estrutural, que teve início após a conclusão da análise térmica. Para tal, converteram-se os elementos térmicos (SOLID70) nos seus equivalentes estruturais (SOLID185) e usou-se o ficheiro dos resultados correspondentes à distribuição de temperaturas, obtido na análise térmica, como carregamento, de forma a obterem-se as tensões residuais devidas à soldadura por laser.

4.2.1 Provetes dissimilares

A modelação térmica das soldaduras dissimilares foi feita considerando o escoamento de calor bi-dimensional e permite calcular os perfis de temperatura ao longo do tempo. As medições de tensões residuais relativas aos provetes dissimilares disponíveis para validação dos resultados da modelação numérica foram realizadas por difracção de raios X, que apenas permite leituras superficiais das tensões residuais, devido à baixa penetração dos raios X. Por esta razão, os provetes dissimilares, foram modelados em duas dimensões (2D), uma vez que não havia a necessidade do conhecimento da distribuição de tensões ao longo da espessura, o que também tornou a modelação menos complexa.

Para modelar as soldaduras por laser dissimilares de MD – Aço de duas chapas de 8x2x0,25 cm³ apenas foi considerada uma porção de cada chapa com 0,99x2x0,25 cm³, devido ao elevado nível de refinamento da malha necessário na zona do cordão de soldadura. Este refinamento é necessário para poder determinar as extensões das zonas fundidas (ZF) e zonas termicamente afectadas (ZTA) com precisão. Esta aproximação foi feita para ajustar o mais eficazmente possível a relação entre: a capacidade computacional disponível, qualidade de resultados e tempo de cálculo.

O modelo era formado por quatro áreas, duas representando a chapa de MD e as outras duas o aço. As áreas mais pequenas correspondem à zona do cordão, onde a malha tem que ser mais refinada e têm 1mm de largura (Figura 17).

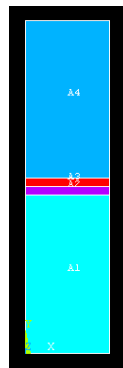


Figura 17 - Definição da geometria para a modelação bidimensional do provetes dissimilares. As áreas A1 e A2 representam o MD e as áreas A3 e A4 o aço.

Definiram-se as propriedades térmicas e mecânicas dos materiais em função da temperatura, que se encontram no capítulo 3 dedicado aos materiais.

Foi seleccionado o elemento de casca SHELL57, que tem a temperatura como grau de liberdade e considerada uma espessura da “casca” de 2,5 mm.

Criou-se uma malha quadrada regular nas áreas A2 e A3 com 25 μm de lado e nas áreas A1 e A4 malhas compostas por triângulos com 500 μm de lado (Figura 18).

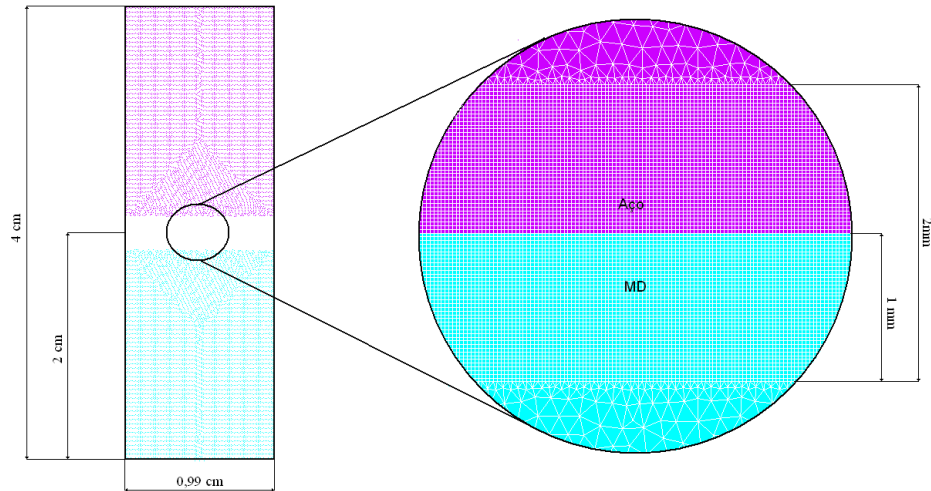


Figura 18 - Malha e dimensões dos provetes e das zonas de malha refinada

Para a simulação da fonte de calor e do seu movimento recorreu-se ao uso de funções triangulares da intensidade da fonte de calor vs tempo (Gráfico 1), que ao se sobreporem fazem com que a intensidade da fonte de calor seja contínua ao longo do espaço e do tempo.

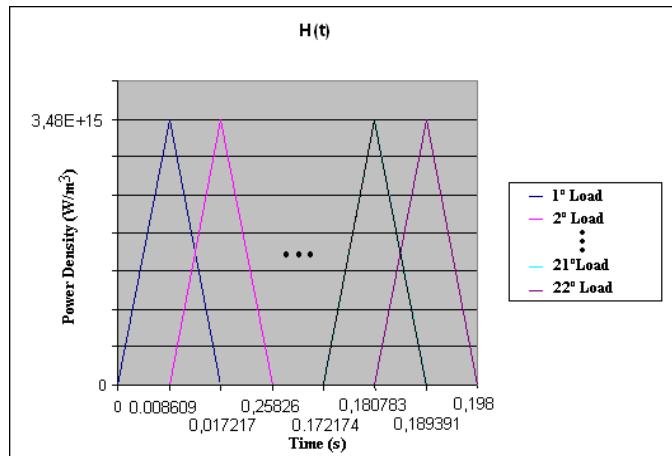


Gráfico 1 – Gráficos de Q(t) para carregamento dos elementos no ANSYS

Através dos Gráficos da intensidade da fonte de calor vs tempo constroem-se as Tabelas a introduzir no ANSYS. Dado o elevado número de Tabelas, criou-se um programa em MatLab que cria um ficheiro *.txt, com as linhas de comando para o ANSYS criar as Tabelas de intensidade da fonte de calor vs tempo.

Cada Tabela é aplicada a um dos 22 conjuntos de 324 elementos, ao longo do cordão de soldadura, centrados em relação à posição do centro do laser, e o centro do laser alinhado com a interface dos provetes (t_w) (Figura 19). Cada conjunto de elementos tem forma quadrangular com $450\mu\text{m}$ de aresta.

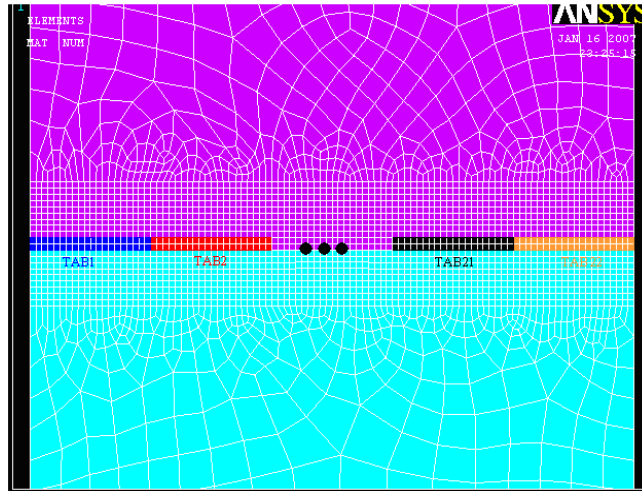


Figura 19 - Esquematização da aplicação das Tabelas de intensidade da fonte de calor ao respectivo conjunto de elementos

Foi imposta uma temperatura inicial igual à temperatura ambiente, isto é, 298 K nas linhas a vermelho na Figura 20 como constrangimentos térmicos e uma temperatura inicial dos provetes de 298 K à exceção dos provetes com pré-aquecimento.

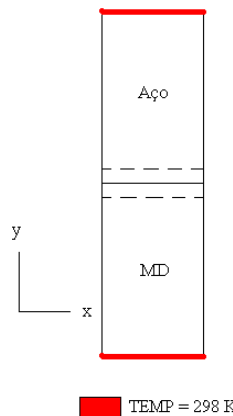


Figura 20 - Constrangimentos térmicos aplicados aos provetes dissimilares

Os provetes foram modelados através de uma análise térmica transiente bidimensional com 0,5 s de duração, com incrementos de tempo de 0,01 s podendo oscilar entre os 0,001 s e os 0,1 s.

4.2.2 Provetes similares

A modelação das soldaduras dos provetes similares GD50 – GD50 foi realizada em três dimensões, uma vez que era necessário conhecer as tensões residuais ao longo da espessura dos provetes para a validação das tensões residuais.

Os provetes têm $8 \times 2 \times 0,25 \text{ cm}^3$, mas devido ao nível de refinamento da malha exigido na zona do cordão de soldadura, tornou-se inviável modelar os provetes com as suas dimensões totais, tendo-se considerado que os provetes têm $1 \times 2 \times 0,25 \text{ cm}^3$.

Tendo em conta que, as placas a soldar são do mesmo material e que o laser está alinhado com a interface destas, o problema é simétrico. A simetria do problema permitiu que apenas fosse considerada uma das placas, o que permitiu uma redução considerável da dimensão do problema, permitindo melhorar a qualidade e nível de refinamento da malha, assim como diminuir o tempo de cálculo.

As linhas de comando necessárias à criação da geometria, introdução das propriedades térmicas e mecânicas dos materiais em função da temperatura, Tabelas de geração de calor, que simulam a fonte de calor e o seu movimento, e a sua aplicação foram criadas através de um programa de MatLab [Anexo 1] de forma a simplificar e tornar mais rápida a criação dos modelos dos provetes a modelar. A metade do provete considerada é constituída por 27 volumes de a forma simplificar a construção de uma malha regular (Figura 21). A forma da fonte de calor foi aproximada a um trapezóide em vez do tronco de cone proposto pelo modelo de fonte de calor mais complexo, de forma a simplificar a criação da sua geometria.

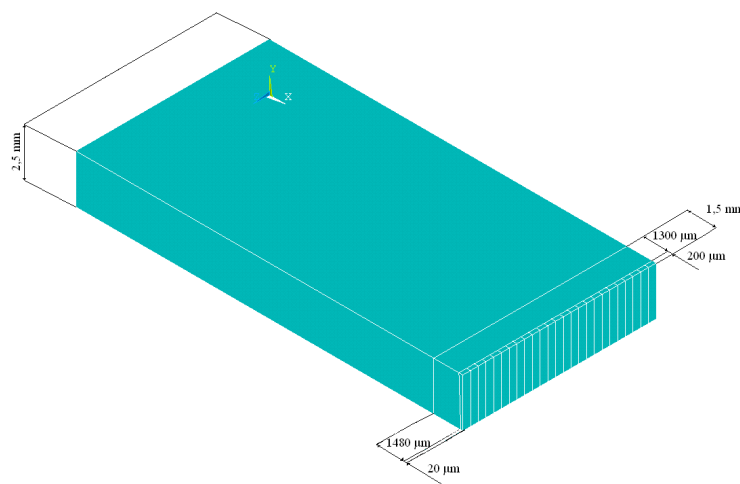


Figura 21 - Dimensões dos provetes similares modelados

Na zona de interacção entre a fonte de calor e a peça, e na zona termicamente afectada, constituídas pelos volumes mais à direita da Figura 21, a malha foi criada através do gerador

de malhas, “mesh tool”, com elementos SOLID70 hexagonais com 80 μm de lado, tendo o volume restante sido malhado com elementos SOLID70 tetraédricos com 500 μm (Figura 22).

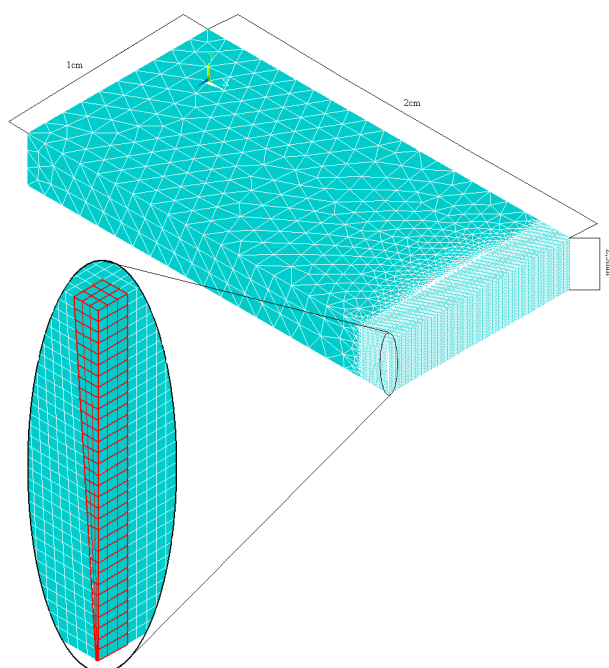


Figura 22 - Malha dos provetes similares e conjunto de elementos aos quais é aplicada cada Tabela de intensidade de fonte de calor

As condições de fronteira aplicadas foram a imposição da temperatura da peça igual à temperatura ambiente ou de pré-aquecimento quando existente e imposição de temperaturas nas faces em contacto com o suporte de montagem iguais à temperatura ambiente (Figura 23).

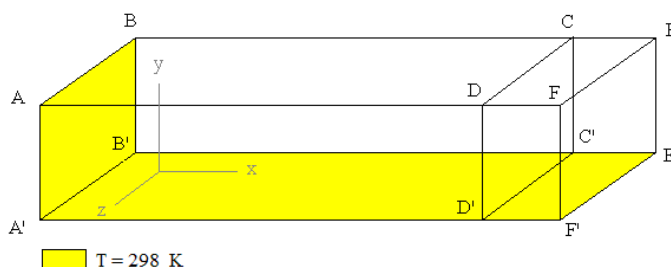


Figura 23 - Constrainimentos térmicos aplicados às áreas AA'BB', A'B'C'D' e C'D'E'F'

Foi feita uma modelação térmica transiente ao longo de 0,5s ou 1,5s, dependendo da velocidade do laser e número de passagens, com incrementos de tempo de 0,01 s, podendo oscilar entre os 0,001 s e os 0,025 s, e considerando que todo o provete se encontra inicialmente à temperatura ambiente, à excepção dos casos em que existe pré-aquecimento.

As modelações térmicas tridimensionais dos provetes similares levam cerca de 1,5 dias a calcular, o que faz com que a modelação seja demorada o que reflecte o elevado grau de complexidade e grande dimensão do problema, tendo-se sempre trabalhado no limite da capacidade computacional disponível e tendo em conta também o tempo de cálculo.

Cálculos efectuados

Alguns autores [21 - 24] consideram que o “keyhole” pode ser simulado por um cone com uma largura na base igual ao diâmetro do feixe na zona de interacção com o material e uma altura igual à espessura das chapas a soldar (Figura 24). Contudo, a geração da malha que reproduz esta forma colocou alguns problemas e não se demonstrou viável. Assim fez-se a aproximação da forma da fonte de calor a uma geometria trapezoidal (Figura 25), em que foi relativamente fácil criar uma malha regular, constituída por elementos ajustados entre si, permitindo uma continuidade entre os volumes que formam o provete (Figura 22).

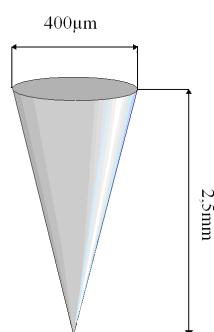


Figura 24 - Dimensões do cone para simulação do “keyhole”

De salientar que esta opção tem como principal limitação o facto de considerar a forma da interacção laser / material com geometria quadrada, o que embora não corresponda à realidade, uma vez que o feixe se assemelha a um tronco de cone, pode aproximar-se considerando a área de interacção que reproduz a densidade de energia efectivamente introduzida.

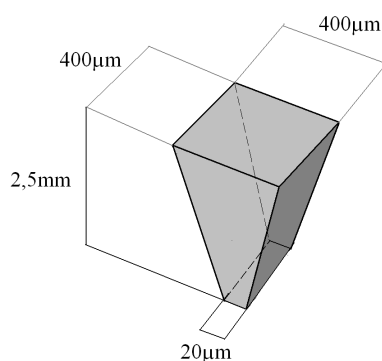


Figura 25 - Dimensões do trapezóide para simulação do "keyhole"

Os provetes têm $8 \times 2 \text{ cm}^2$, mas devido à limitação da dimensão do problema imposta pela capacidade computacional disponível, apenas foi considerada uma parte dos provetes, com 1

x 2 cm². Por exemplo, tendo em conta os parâmetros de soldadura da Tabela 12, o tempo que demora a soldar a parte do provete 5 considerada, é de 0,25 s.

Assim, o tempo que o laser demora a soldar um comprimento de 1 cm é de 0,25 s.

Considera-se que o rendimento do processo é de 80 % devido às perdas geradas por radiação, reflectividade dos materiais, convecção e formação de plasma. A reflectividade não foi possível medir, uma vez que não se dispunha de equipamento para a sua medição.

Numa primeira abordagem o cálculo da transferência de calor no volume do laser foi efectuado considerando que Q [W/m³] é o calor gerado por unidade de volume a ser introduzido no ANSYS para a simulação do processo, P , é a potência do laser [W], V , o volume do “keyhole” [m³] (Figura 24) e η o rendimento do processo.

Assim,

$$Q = \frac{P \cdot \eta}{V} = \frac{2000 \times 0,8}{2,1 \times 10^{-10}} = 7,61905 \times 10^{12} \text{ J / s.m}^3$$

Este é o valor do calor a ser aplicado através da forma de Tabelas, ilustradas no Gráfico 1, aos elementos pertencentes a cada um dos 22 conjuntos de elementos, ao longo do cordão de soldadura, de modo a simular a fonte de calor, o laser.

Este modelo de fonte de calor permitiu a obtenção de bons resultados na modelação bidimensional, realizada com elementos “shell” com uma espessura de 2,5mm, em que a forma do “keyhole” foi modelada como sendo um quadrado com 450 x 450 μm².

Na modelação tridimensional este modelo de fonte de calor mostrou-se ineficaz, uma vez que os resultados obtidos estavam muito aquém da realidade.

De forma a ultrapassar as limitações do primeiro modelo de fonte de calor, considerou-se um segundo modelo que apresenta uma distribuição gaussiana da fonte de calor.

A intensidade da fonte de calor por unidade de volume é determinada através da integração da equação 27 ao longo do volume da Figura 26:

$$Q = \frac{2P}{\pi r_0^2 H} e^{-\left(\frac{r(z)}{r_0}\right)^2} \left(1 - \frac{z}{H}\right) \quad (27)$$

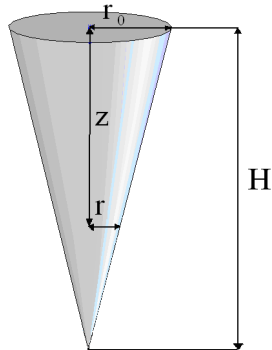


Figura 26 - Forma teórica do "keyhole" e ilustração das variáveis

Em que:

$$10 < r_0 < 200 \mu\text{m}$$

$$H = 2,5 \text{mm}$$

$$P = 2000 \text{W}$$

$$0 < z < 2,5 \text{mm}$$

De forma a proceder à integração da equação 27 ao longo do volume da Figura 27, e como r pode ser expresso como sendo uma função de z , através da Figura 26 e sabendo, através da equação da recta que:

$$z = m \cdot r + b$$

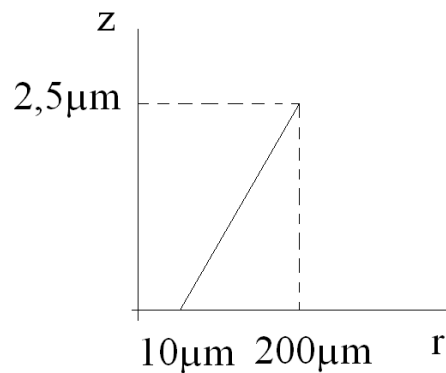


Figura 27 - Corte do "keyhole"

Tem-se:

$$\begin{cases} 0 = m \cdot 10 \times 10^{-6} + b \\ 2,5 \times 10^{-3} = m \cdot 200 \times 10^{-6} + b \end{cases} \Leftrightarrow \begin{cases} b = -0,000132 \\ m = 13,1579 \end{cases}$$

Logo

$$z = 13,1579.r - 0,000132 \Leftrightarrow$$

$$\Leftrightarrow r = 0,076.z + 1 \times 10^{-5}$$

Substituindo r , r_0 , P e H na equação 27 e integrando em ordem a z obtém-se:

$$Q = \int_0^z \frac{2 \times 2000}{\pi \cdot (200 \times 10^{-6}) \times 2,5 \times 10^{-3}} e^{-\left(\frac{0,076.z + 1 \times 10^{-5}}{200 \times 10^{-6}}\right)^2} \left(1 - \frac{z}{2,5 \times 10^{-3}}\right) dz \Leftrightarrow$$

$$\Leftrightarrow Q = 4,32118 \times 10^{10} W / m^3$$

Os resultados deste modelo de fonte de calor aproximaram-se mais da realidade, mas ainda não permitiram a validação dos resultados.

O terceiro modelo de fonte de calor utilizado, à semelhança do segundo, também tem uma distribuição de calor gaussiana e permitiu a obtenção e validação de resultados. A forma do "keyhole" em vez de cónica, é tronco-cónica e a sua forma está representada na Figura 28.

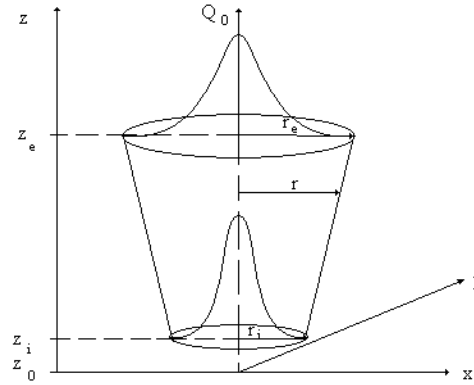


Figura 28 - Forma do "keyhole"

Em que:

$$\begin{cases} R_e = 200 \times 10^{-6} m \\ R_i = 10 \times 10^{-6} m \\ Z_e = 2,5 \times 10^{-3} m \\ Z_i = Z_0 = 0 m \end{cases}$$

Substituindo nas equações 29 e 30, os valores de R_e , R_i , Z_e , Z_i e Z_0 e P e η na equação 28:

$$\int_0^h \int_0^{2\pi} \int_0^{d/2} F_G \cdot r \cdot \partial r \cdot \partial \theta \cdot \partial Z = \eta \cdot P \quad (28)$$

$$F_G = Q_0 \cdot \exp \left[-2 \cdot \left(\frac{r}{r_0} \right)^2 \right] \quad (29)$$

$$r_0^2 = \left[R_e - \frac{(R_e - R_i) \cdot (Z_e - (Z + Z_0))}{Z_e - Z_i} \right] \quad (30)$$

Obtém-se:

$$\int_0^{0,0025} \int_0^{2\pi} \int_0^{200 \times 10^{-6}} Q_0 \cdot e^{\left(\frac{-2 \cdot r^2}{1 \times 10^{-5} - 0,076 \cdot Z} \right)} \cdot r \cdot \partial r \cdot \partial \theta \cdot \partial Z = 2000 \times 0,8$$

Integrando obtém-se o valor da quantidade máxima de calor a ser introduzida por unidade de volume, Q_0 :

$$Q_0 = 5,09617 \times 10^{12} \text{ W} / \text{m}^3$$

Substituindo Q_0 na equação 29, é possível calcular a intensidade de energia do feixe laser em qualquer ponto à distância r da localização inicial.

$$F_G = 5,09617 \times 10^{12} \cdot e^{\left[-2 \cdot \left(\frac{r^2}{1 \times 10^{-5} + 0,076 \cdot Z} \right) \right]}$$

De forma a simplificar a aplicação da geração de calor ao modelo numérico determinou-se a intensidade de energia média por unidade de volume, $\overline{F_{G_{0-200\mu m}}}$, a ser transmitida pelo feixe laser à peça, entre $r=0\mu\text{m}$ e $r=200\mu\text{m}$, ou seja, ao volume do “keyhole”:

$$F_G (r = 0) = 5,09617 \times 10^{12} \text{ W} / \text{m}^3$$

$$F_G (r = 200 \times 10^{-6}) = 6,89692 \times 10^{11} \text{ W} / \text{m}^3$$

$$\overline{F_{G_{0-200\mu m}}} = \frac{5,09617 \times 10^{12} + 6,89692 \times 10^{11}}{2} = 2,89065 \times 10^{12} \text{ W} / \text{m}^3$$

No Gráfico 2 estão representadas as intensidades de geração de calor em função do tempo aplicadas a cada conjunto de elementos de forma a simular o movimento do feixe laser durante o processo de soldadura modelado em ANSYS.

Cada Tabela de carregamento de geração de calor é aplicada a um conjunto de elementos (Figura 22), e cada conjunto recebe uma densidade de potência máxima de $2,89065 \times 10^{12} \text{ W} / \text{m}^3$ que segue uma função triangular como a representada no Gráfico 2.

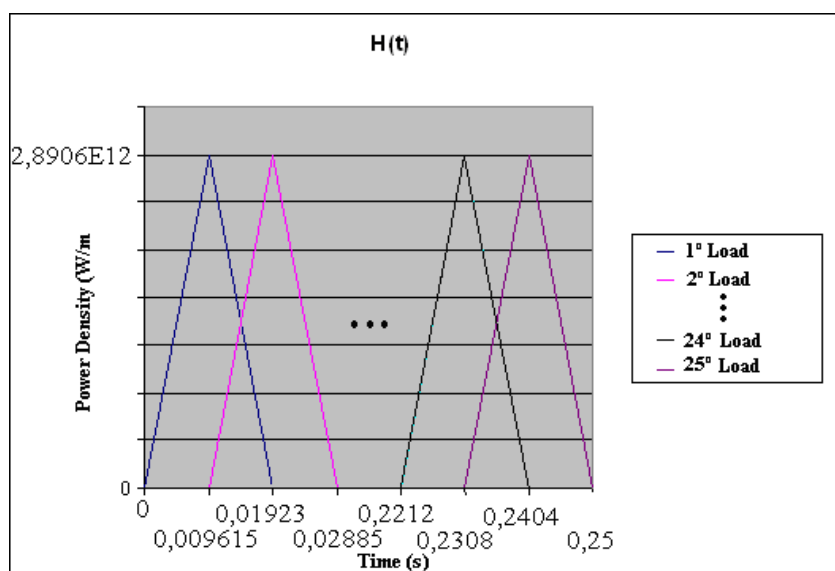


Gráfico 2 - Funções de $Q(t)$ para carregamento dos elementos no ANSYS do provete 5

4.4 Resultados da modelação térmica e discussão

4.2.3 Provetes dissimilares

Nos provetes dissimilares K40-Aço e K10-Aço, as medições das ZF's e ZTA's foram realizadas no aço, uma vez que as dimensões das ZF's e ZTA's no MD são difíceis de determinar devido às suas dimensões extremamente reduzidas.

De acordo com o diagrama de fase do aço (Figura 10) a ZF ocorre nas zonas onde a temperatura é superior a 1800 K e as ZTA correspondem às zonas onde a temperatura está compreendida entre os 1800 e os 800 K.

Provete 12B

Na Figura 29 é possível visualizar a distribuição de temperaturas do provete 12B quando $t = 0,143636$ s e através da sobreposição da malha é possível medir as extensões da ZTA e da ZF que são de 750 e 475 μm , respectivamente.

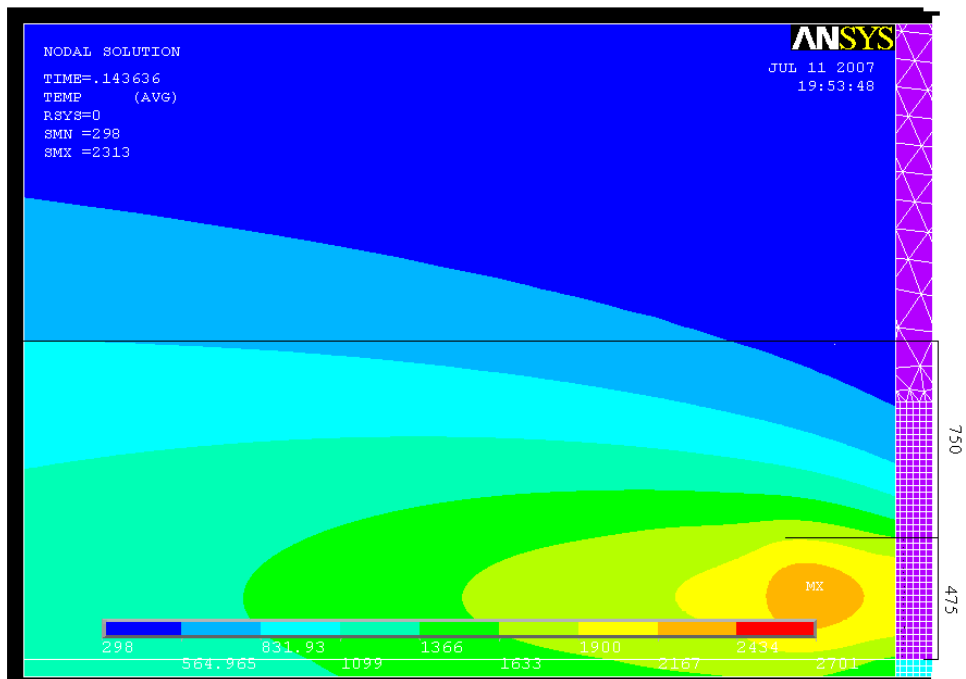


Figura 29 - Extensão da ZF e da ZTA do provete 12B

Através do Gráfico T(t) (Gráfico 3) verifica-se que a temperatura máxima atingida durante a modelação é cerca de 2500 K, o que está de acordo com o espetável para o processo. De salientar também que não foi feita a medição das temperaturas durante o processo de soldadura dado a dificuldade que o MD apresenta à introdução de termopares e por não se dispor de uma câmara térmica.

Também é possível visualizar no Gráfico T(t) as mudanças de fase que ocorrem no aço (sólido-líquido e líquido-sólido), assim como observar os tempos de aquecimento e arrefecimento e calcular as velocidades de aquecimento e arrefecimento. A velocidade de aquecimento entre os 298 K ($t = 0$ s) e a temperatura máxima ($t = 0,041667$ s) foi de 52848 K/s e a velocidade de arrefecimento entre o instante em que foi atingida a temperatura máxima até ao instante em que se atingiram os 750 K ($t = 0,3$ s) foi de 6774 K/s.

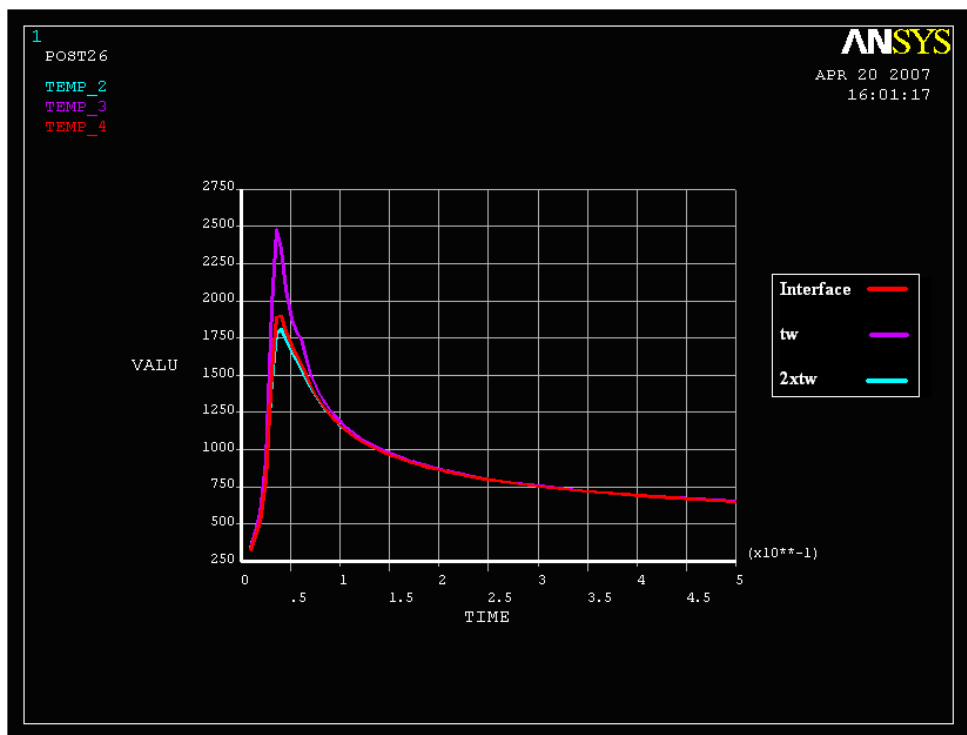


Gráfico 3 - T(t) do provete 12B para os pontos da interface Aço-MD, tw e 2.tw

É possível observar que a modelação correspondente ao provete 2D (Aço-K10) bem como a modelação do provete 7B (Aço – K40) que apresenta menores erros da extensão da zona fundida (ZF) - inferiores a 10%. A modelação referente ao provete 11B (Aço – K40) apresenta um erro aproximadamente inferior a 20% para a extensão da ZF.

A percentagem de erro correspondente à ZF é muito menor que a percentagem de erro correspondente à ZTA, o que apenas permitiu a validação das ZF's, uma vez que os erros calculados para as ZTA's eram superiores a 30% em todos os provetes.

A origem do elevado erro relativo às extensões das ZTA's do aço reside na variação das propriedades térmicas em função da temperatura, nomeadamente as entalpias de transformação de fase usadas são distintas das do aço DIN EN 10083 devido à indisponibilidade destes dados.

Para entregas térmicas menores verifica-se que o erro das extensões das ZF's é menor, como se pode verificar através do provete 7B que apresenta um erro de 0,75% na extensão da ZF (apenas válido para Aço-K40 sem pré-aquecimento, uma vez que as modelações com pré-aquecimento Aço-K40 e as modelações Aço-K10 têm todas a mesma entrega térmica). Ao diminuir a entrega térmica, a quantidade de calor transferida pelo laser para o provete é menor, o que faz com que as temperaturas máximas atingidas sejam menores assim como as ZF's e ZTA's.

O erro relativo à ZTA é menor no provete dissimilar 3C em que foi introduzido um pré-aquecimento de 300°C, 32,9%.

Analisando os erros das ZF's dos provetes 11B, 12B, que têm os mesmos parâmetros de soldadura à exceção do t_w , 0,15mm e 0,25mm respectivamente, constata-se que t_w menores induzem menores erros na determinação da extensão da ZF.

Os resultados obtidos para os restantes provetes dissimilares, 2D, 3C, 7B e 1B são apresentados no anexo 4 por facilidade de apresentação desta dissertação, mas são imprescindíveis para a compreensão do trabalho realizado e devem ser interpretados da mesma forma que a descrita para o provete 12B.

4.2.3 Provetes similares

De acordo com o diagrama de fase do W-C (Figura 8, capítulo 3), o MD é termicamente afectado a partir dos 1000 K e funde quando a temperatura é superior a 3000 K.

Provete 10

Nas Figuras 30 e 31 podem-se observar as distribuições de temperatura durante as duas passagens do laser em $t = 0,180165s$ e $t = 0,885077s$, respectivamente. Através da sobreposição da malha às distribuições de temperaturas num determinado instante é possível determinar as extensões das ZF's e ZTA's.

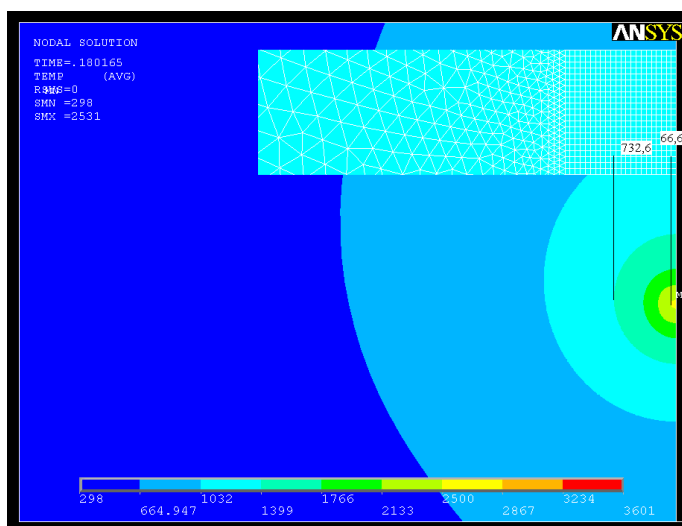


Figura 30 - Extensão da ZF e da ZTA [μm] do provete 10 da esquerda para a direita, respectivamente, durante a primeira passagem do laser

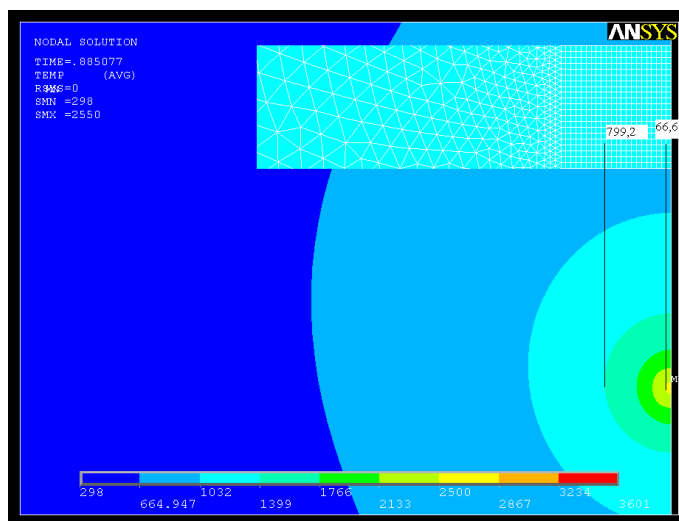


Figura 31 - Extensão da ZF e da ZTA [μm] do provete 10 da esquerda para a direita, respectivamente, durante a segunda passagem do laser

Através da análise do Gráfico T(t) é possível identificar os tempos de aquecimento e de arrefecimento de cada passagem do laser no centro do cordão, assim como calcular as velocidades de aquecimento e arrefecimento. Os tempos de arrefecimento foram curtos, uma vez que o provete está apoiado sobre uma base de cobre, com 10mm de espessura. Nos Gráficos T(t) também é possível visualizar as transformações de fase que ocorrem no GD-50 por volta dos 1000 K, visíveis durante a fase de arrefecimento, assim como verificar que a temperatura máxima foi aproximadamente de 2050 K nas duas passagens do laser.

Durante a primeira passagem do laser, a velocidade de aquecimento ($t = [0; 0,18]$ s) foi de 9028K/s e a velocidade de arrefecimento até aos 400 K ($t = [0,18; 0,56]$ s) foi de 4276K/s. Durante a segunda passagem do laser a velocidade de aquecimento entre os 400K e a temperatura máxima ($t = [0,69; 0,84]$ s) foi de 10833K/s, enquanto que a velocidade de arrefecimento até aos 400K ($t = [0,84; 1,24]$ s) foi de 4063K/s. Isto é, apesar de serem dadas duas passagens para executar a soldadura, verifica-se que as velocidades de aquecimento e arrefecimento de cada passagem não diferem muito.

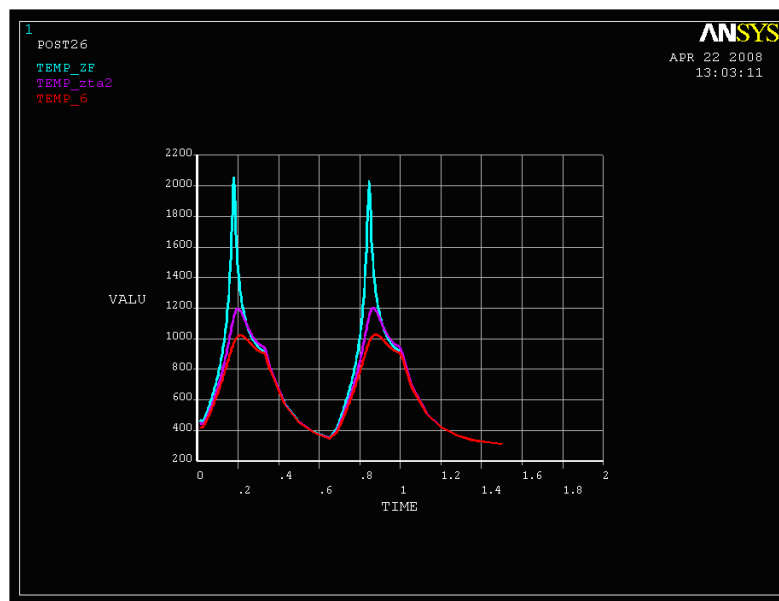


Gráfico 4 - T(t) do provete 10 respeitantes a nós localizados no centro do cordão, no limite da ZF e na extremidade da ZTA em azul roxo e vermelho, respectivamente

Após a conclusão do cálculo das diferentes modelações respeitantes aos diferentes provetes, procedeu-se a um tratamento de dados de forma a obter a distribuição das temperaturas ao longo do processo de soldadura para determinar as extensões das zonas fundidas, zonas termicamente afectadas e dos Gráficos T(t) dos nós no centro do cordão de soldadura, e nos pontos de transição entre a ZF e a ZTA e no final da ZTA. Nos Gráficos T(t) é possível visualizar as mudanças de fase do MD.

A primeira mudança de fase é correspondente à transformação alotrópica da matriz de cobalto por volta dos 400 K que é visível nos Gráficos T(t) dos provetes 5, 7, 12 e 13 (Gráficos I, II, IV e V).

A cerca de 1000 K, no provete 5, em que apenas houve uma passagem de laser, identifica-se uma mudança de fase no MD, passando de β +WC para líquido+ η +WC, que segundo a Figura 9 apenas deveria ocorrer entre os 1513 K e os 1723 K. Devido à elevada velocidade de aquecimento, esta transformação apenas é visível durante a fase de arrefecimento, que também é rápida, embora mais lenta do que a de aquecimento, o que faz com que a transformação se dê a uma temperatura menor do que se o arrefecimento fosse lento e uniforme. Esta alteração da temperatura à qual se dá a transformação β +WC para líquido+ η +WC no MD é possível visualizar ao comparar os Gráficos T(t) correspondentes aos provetes 10 e 11, em que o provete 10 foi apoiado numa base de cobre e o 11 numa base de SiN, logo o tempo de arrefecimento do provete 10 é inferior ao do provete 11 e neste último o provete não chega a arrefecer entre as duas passagens do laser, o que não acontece com o provete 10. A temperatura da transformação de fase do MD no provete 10 ocorre por volta dos 1000K e no provete 11 por volta dos 1250K durante a primeira passagem do laser e aos

1500K durante a segunda passagem, que já é dentro da gama de temperaturas em que a transformação de fase se dá segundo o diagrama de fase do WC-Co da Figura 8.

Os resultados térmicos respeitantes aos provetes 5, 7, 11, 12 e 13 são apresentados no anexo 5.

4.3 Validação experimental

A fonte de calor foi validada tendo em conta as temperaturas máximas atingidas durante a soldadura e pela forma do “keyhole”, no caso dos provetes similares. Na Tabela 12 estão indicados os valores das temperaturas máximas atingidas na modelação de cada provete.

Provetes		Temp. Max. [K]		
		Fonte 1	Fonte 2	Fonte3
Dissimilares	2D	2879	-	-
	3C	2694	-	-
	7B	2992	-	-
	11B	2776	-	-
	12B	2701	-	-
Similares	5	25000	15000	4756
	7	-	-	2762
	10	-	-	3601
	11	-	-	4414
	12	-	-	2748
	13	-	-	5522

Tabela 12 - Temperaturas máximas atingidas com os diferentes modelos de fonte de calor

De forma a validar os resultados obtidos no decorrer das modelações dissimilares bidimensionais, comparam-se os valores obtidos através da análise da soldadura por laser no ANSYS com os resultados obtidos experimentalmente (Tabela 13).

Não se procedeu à validação das ZF's e ZTA's respeitantes aos provetes similares por falta de dados experimentais.

Para efeitos de validação de extensões correspondentes às ZF's e ZTA's dos provetes dissimilares, considerou-se que os valores calculados são válidos quando o erro entre os valores medidos e os calculados for menor que 20%. O que significa que as extensões calculadas das ZF's dos provetes dissimilares 2D, 7B e 11B são válidas, apresentando um erro de 8,8%, 0,75% e 19,4%, respectivamente.

	Provete	P [W]	v [m/min]	t _w [mm]	ET [J/mm]	Valores medidos (Experimental)		Valores calculados (ANSYS)		Erro [%]		
						ZF [μm]	ZTA [μm]	ZF [μm]	ZTA [μm]	ZF	ZTA	
Dissimilares	Aço – K10	2D	2000	3	0,2	40	433,03	377,64	475,0	700,0	8,8	46,1
	Aço – K40	3C	2000	3	0,15	40	734,79	230,27	487,5	837,5	50,7	32,9
		7B	3000	5	0,2	36	446,61	277,53	437,5	575,0	0,75	50,4
		11B	2000	3	0,15	40	322,25	410,24	400,0	712,5	19,4	42,4
		12B	2000	3	0,25	40	785,86	209,16	475,0	750,0	65,4	72,1
Similares GD50 – GD50	5	2000	2,4	0	50	-	-	133,2	765,9	-	-	
	7	1000	1,8	0	33	-	-	200,0	133,2	-	-	
	10	1000	1,8	0	33	-	-	66,6	765,9	-	-	
	11	1000	1,8	0	33	-	-	198,8	3566,1	-	-	
	12	1000	1,8	0	33	-	-	48,3	265,4	-	-	
	13	2000	2,4	0	50	-	-	133,2	599,4	-	-	

Tabela 13 - Comparação entre valores medidos (Experimental) e calculados (ANSYS) correspondentes às ZF's e ZTA's dos provetes dissimilares e similares e parâmetros de soldadura utilizados em cada provete

4.4 Conclusões relativas à modelação térmica

Da modelação térmica efectuada pode concluir-se o seguinte:

Apesar do ANSYS ser uma ferramenta de uso geral, permitiu reproduzir relativamente bem os perfis de temperatura dos provetes modelados, nas condições de escoamento bi e tridimensional.

A maior complexidade das modelações tridimensionais comparativamente com as bidimensionais fez com que o tempo de cálculo fosse excessivamente longo devido à necessidade de usar um maior número de elementos e mais graus de liberdade. Enquanto a modelação térmica bidimensional era exequível em 4-5h, a modelação tridimensional requereu tempos de cálculo de 1 a 2 dias.

O modelo da fonte de calor utilizada na modelação bidimensional não pode ser aplicada ao modelo tridimensional, devido à incoerência física dos resultados obtidos. Como solução foram considerados mais dois modelos de fonte de calor, e apenas o terceiro modelo considerado se revelou eficaz e foi validado com base nas temperaturas máximas atingidas e extensões das ZF's e ZTA's.

Através da execução de várias modelações constatou-se que as perdas de calor por convecção natural e radiação são desprezáveis.

A simulação da distribuição de temperaturas torna-se mais próxima da realidade e ao mesmo tempo complexa com a introdução das propriedades termo-físicas dos materiais em função da temperatura, o que também permitiu através dos Gráficos T(t) a visualização das transformações de fase que ocorrem nos materiais durante o processo de soldadura por laser e ocorrem às temperaturas previstas pelos diagramas de fase.

Relativamente às ligações dissimilares que foram modeladas bidimensionalmente, pode concluir-se que:

A transformação em estado sólido de martensite, que ocorre no aço, pode ser desprezada devido ao arrefecimento ser bastante rápido e a transformação martensítica ocorrer a baixas temperaturas, observação comprovada por outros investigadores [47].

A aplicação da geração de calor em áreas com a mesma dimensão do laser traduziram-se numa precisão muito maior dos resultados, uma vez que permitiram uma melhor simulação do movimento do feixe laser e as transformações de fase do material passaram a ser consideradas.

A introdução de pré-aquecimento no processo de soldadura e t_w 's menores ou iguais a 0,20mm, fizeram com que estes provetes apresentassem menores diferenças entre as extensões de ZF e ZTA calculadas e medidas, assim como minimizaram o erro para as ZTA's (inferior a 40%).

Das modelações efectuadas foi possível validar 3 modelações relativamente à extensão da zona fundida (erro inferior a 20% em relação aos resultados experimentais), que correspondem aos provetes 2D, 7B e 11B.

A introdução de pré-aquecimento originou ZTA's maiores, o que originou erros maiores entre as extensões das ZTA's medidas e calculadas.

É provável que t_w 's maiores originem erros mais elevados como é possível inferir através do provete 12B.

Os parâmetros que conduziram à obtenção de melhores resultados do ponto de vista da análise térmica, através da modelação bidimensional efectuada com o ANSYS, comparativamente com os resultados práticos em que os erros entre as extensões das ZF's e ZTA's calculadas e medidas foram os mais baixos, foram:

- Entrega térmica de 36 e 40 [J/mm]
- $t_w=0,2$ mm
- Pré-aquecimento 300°C

Nos provetes similares em que se realizou a modelação tridimensional, constatou-se que as diferenças de entrega térmica utilizadas não tiveram grande influência nas extensões das ZF's, embora as ZTA's fossem maiores quando se utilizaram entregas térmicas maiores (provetes 5 e 13).

O provete 10, apesar de ter uma entrega térmica de 33 J/mm apresenta uma ZF de dimensões reduzidas (66,6 μm) tal como esperado, mas uma ZTA muito superior, mesmo aos provetes com entregas térmicas de 50J/mm, com uma extensão de 3566,1 μm , que se deve ao facto de se ter utilizado uma base de SiN que é um material refractário com uma condutividade térmica baixa, o que faz com que a velocidade de arrefecimento seja menor, o que não permitiu o total arrefecimento do provete entre as duas passagens do laser, o que contribuiu para o aumento da ZTA deste provete (Gráfico 4).

Os provetes 10 e 12, apesar de terem parâmetros de soldadura idênticos, com a diferença de que o provete 10 estava apoiado sobre uma base de cobre, foram os provetes em que se obtiveram menores extensões ZF's com 66,6 μm e 48,3 μm , respectivamente.

A introdução de pré e/ou pós aquecimento traduziu-se num aumento da extensão das ZTA's calculadas, tal como esperado.

As temperaturas máximas atingidas nas modelações correspondentes aos provetes dissimilares e similares não puderam ser validadas devido à falta de dados experimentais, uma vez que não se dispunha do equipamento necessário à sua medição durante a execução das soldaduras.

5 Modelação das tensões residuais

A modelação efectuada visou determinar as tensões residuais originadas pelo ciclo térmico associado à soldadura laser e que foi simulado anteriormente.

A modelação realizada considerou as propriedades elastoplásticas dos materiais em função da temperatura e usou a regra de endurecimento isotrópico associado ao critério de cedência de Von Mises de forma a determinar as tensões residuais devidas à variação de temperatura.

Ao longo da modelação foram encontradas algumas limitações do ANSYS, nomeadamente a dimensão do problema, o tempo de cálculo, o tipo de constrangimento a aplicar e o carregamento dos perfis de temperatura e de tensões ao longo do tempo.

Para superar o problema do tipo de constrangimento a utilizar, optou-se pela criação de uma superfície de contacto entre as faces da peça que são apertadas e duas áreas que simulam o sistema de aperto da peça. Optou-se pelo contacto em vez do constrangimento simples segundo o sistema de eixos, porque desta forma as peças têm liberdade para se deformar livremente, apesar de constrangidas.

Em relação ao carregamento dos perfis de temperatura e de tensões foi necessário, depois de aplicados os constrangimentos, num primeiro passo, introduzir o perfil de temperaturas determinado para o instante de tempo inicial e proceder à modelação das tensões residuais. Após a obtenção dos resultados relativos às tensões, estes foram carregados como condição inicial, assim como o perfil de temperaturas no segundo instante de tempo calculado na modelação térmica e proceder a nova modelação. Repetindo este procedimento foi possível calcular a evolução do estado de tensão do provete durante o processo de soldadura por laser, mas o tempo de cálculo foi bastante elevado (cerca de 4 dias para efectuar cada passo do procedimento adoptado, devido ao elevado número de nós e graus de liberdade).

5.1 Modelo subadjacente ao ANSYS

Avaliação de deslocamentos e tensões estruturais e integração pontual de deformações e tensões

Os elementos pontuais de integração de deformações e tensões são calculados [46] combinando as equações $\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon^{el}\}$ e $\{\varepsilon\} = [B]\{u\}$ para obter:

$$\{\varepsilon^{el}\} = [B]\{u\} - \{\varepsilon^{th}\} \quad (22)$$

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon^{el}\} \quad (23)$$

Onde:

$\{\sigma\}$ = Vector de tensões

$[D]$ = Matriz de elasticidade

ε^{el} = Deformações que causam tensões

$[B]$ = Matriz deformação-deslocamento

$\{u\}$ = Vector nodal de deslocamento

$\{\varepsilon^{th}\}$ = Vector térmico de tensões

As tensões nodais e centroidais são calculadas a partir da integração pontual de tensões.

Os “outputs” de tensões superficiais podem ser nas “faces livres” de elementos 2 e 3D. Consideram-se “faces livres” as faces que não estão ligadas a outros elementos, assim como não tendo deslocamentos ou forças nodais normais impostas à superfície.

Os passos seguintes são executados em cada ponto Gaussiano da superfície de forma a avaliar as tensões superficiais. Os pontos de integração usados são os mesmos que os pontos da superfície onde é aplicada uma pressão.

Assim, calculam-se as deformações no plano da superfície no ponto de integração através da equação 24:

$$\{\varepsilon'\} = [B']\{u'\} - \{\varepsilon^{th'}\} \quad (24)$$

Quando ε'_x , ε'_y e ε'_{xy} são conhecidos. Onde (') representa as coordenadas de superfície do sistema e em que z é normal à superfície.

Seguidamente consideram-se os parâmetros para cada ponto:

$$\sigma'_z = -P \quad (25)$$

$$\sigma'_{xz} = 0 \quad (26)$$

$$\sigma'_{yz} = 0 \quad (27)$$

Onde P é a pressão aplicada. As equações 26 e 27 são válidas à medida que a superfície para a qual as tensões são calculadas é assumida livre.

Em cada ponto são usadas as equações das seis propriedades do material representadas por:

$$\{\sigma'\} = [D']\{\varepsilon'\} \quad (28)$$

Este procedimento é idêntico para todos os pontos de integração e determina-se a média dos resultados.

Estruturas em materiais com comportamento não linear

As não linearidades dos materiais devem-se a relações entre tensões e deformações, tais que a tensão é uma função não linear da deformação. A relação é também dependente do “caminho”. Por essa razão a tensão depende do historial de deformações, assim como do próprio deslocamento.

O ANSYS pode considerar várias não linearidades do material como sejam:

1. Taxas de plasticidade independentes, são caracterizadas por deformações instantâneas irreversíveis que ocorrem no material.
2. Taxas de plasticidade dependentes, permitem que se desenvolvam deformações plásticas ao longo de um intervalo de tempo, num comportamento também denominado de termoviscoplastico.
3. Elasticidade não linear permite a especificação de relações não lineares entre tensões e deformações. Todas as deformações são reversíveis.

Definição de deformações

Para o caso de materiais não lineares, a definição de deformação elástica tem a seguinte forma:

$$\{\varepsilon^{el}\} = \{\varepsilon\} - \{\varepsilon^{th}\} - \{\varepsilon^{pl}\} - \{\varepsilon^{cr}\} - \{\varepsilon^{sw}\} \quad (29)$$

Em que:

ε^{el} é o vector de deformações elásticas

ε é o vector de deformações totais

ε^{th} é o vector de deformações térmicas

ε^{pl} é o vector de deformações plásticas

ε^{cr} é o vector de deformações de fluência

ε^{sw} é o vector de deformações de “swelling”

Neste caso $\{\varepsilon\}$ é a deformação total medida por um extensómetro. A equação 29 apenas tem por objectivo ilustrar as relações entre os vários termos da equação.

A deformação total é representada como:

$$\{\varepsilon^{tot}\} = \{\varepsilon^{el}\} + \{\varepsilon^{pl}\} + \{\varepsilon^{cr}\} \quad (30)$$

Em que:

ε_{tot} é a componente da deformação total.

Comparando as duas últimas equações:

$$\{\varepsilon^{tot}\} = \{\varepsilon\} - \{\varepsilon^{th}\} - \{\varepsilon^{sw}\} \quad (31)$$

A diferença entre estas duas deformações “totais” obtidas, a partir de diferentes aplicações, $\{\varepsilon\}$ pode ser usada para validar os resultados do extensómetro e ε_{tot} pode ser usada para representar curvas de tensão - deformação não lineares.

Taxas de plasticidade independentes

As taxas de plasticidade independentes são caracterizadas pelas deformações irreversíveis que ocorrem num material quando este atinge um determinado nível de tensão. Assume-se que as deformações plásticas ocorrem instantaneamente, isto é, independentemente do tempo.

A teoria da plasticidade estabelece relações matemáticas que caracterizam a resposta elastoplástica dos materiais. Existem três componentes independentes da taxa de plasticidade na teoria da plasticidade: o critério de cedência, a regra do fluxo e a regra de endurecimento.

Critério de cedência

O critério de cedência determina o nível de tensão ao qual se inicia a cedência (plastificação) do material. Para múltiplas componentes de tensão, estas são representadas como uma função de uma componente individual, $f(\{\sigma\})$ que pode ser interpretada como uma tensão equivalente σ_e :

$$\sigma_e = f(\{\sigma\}) \quad (32)$$

Em que:

$\{\sigma\}$ representa o vector das tensões

Quando a tensão equivalente é igual ao parâmetro de cedência do material σ_y , obtém-se:

$$f(\{\sigma\}) = \sigma_y \quad (33)$$

e o material desenvolve deslocamentos plásticos. Se σ_e é inferior a σ_y , o material está no domínio elástico e as tensões geradas estão de acordo com as relações lineares das tensões e deformações elásticas. Note-se que, a tensão equivalente nunca pode exceder a tensão de cedência do material, uma vez que nesse caso se originam instantaneamente deformações plásticas, reduzindo, desse modo, a tensão de cedência do material.

A equação 28 representa graficamente as tensões no espaço como mostra a Figura 32 para alguns modos distintos de deformação plástica. As superfícies na Figura 33 são conhecidas como superfícies de cedência e qualquer estado de tensão no interior dessas superfícies é elástico, isto é, não originam deformações plásticas.

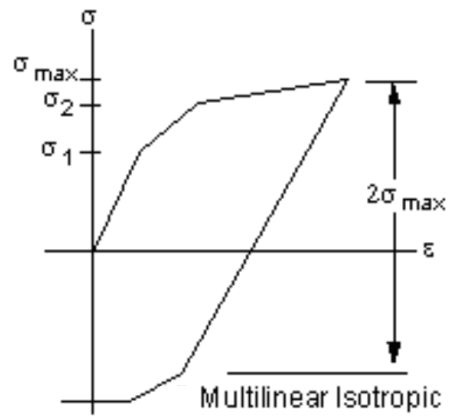


Figura 32 - Comportamento de tensão deslocamento para cada opção de plasticidade

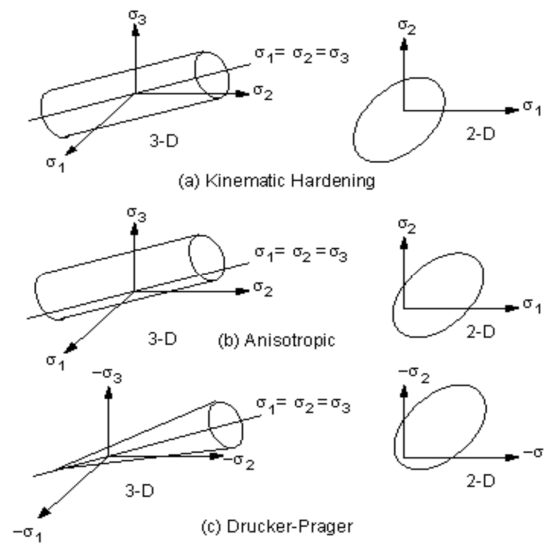


Figura 33 - Várias superfícies de cedência

Regra do fluxo

A regra do fluxo determina a direcção dos deslocamentos plásticos e é dada pela equação:

$$\{d\epsilon^{pl}\} = \lambda \left\{ \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \right\} \quad (34)$$

Em que:

- λ representa o multiplicador plástico (que determina a extensão do deslocamento plástico);

- Q é a função da tensão denominada por potencial plástico (determina a direcção do deslocamento plástico). Se Q é função da cedência (como considerado habitualmente), a regra do fluxo é denominada associativa e os deslocamentos plásticos ocorrem na direcção normal à superfície de cedência.

Regra de endurecimento

Finalmente a regra de endurecimento descreve as alterações na superfície com cedência progressiva, para que nessas condições (estados de tensão) as cedências subsequentes possam ser definidas. Existem duas regras de endurecimento: isotrópico e cinético. No endurecimento isotrópico, a superfície de cedência mantém-se centrada em relação à sua mediana inicial e expande-se à medida que os deslocamentos plásticos se desenvolvem. Para materiais com comportamento plástico isotrópico, denomina-se por endurecimento isotrópico como ilustrado na Figura 34.

O endurecimento cinético assume que a dimensão da superfície de cedência permanece constante e que esta se desloca no plano da tensão com cedência progressiva.

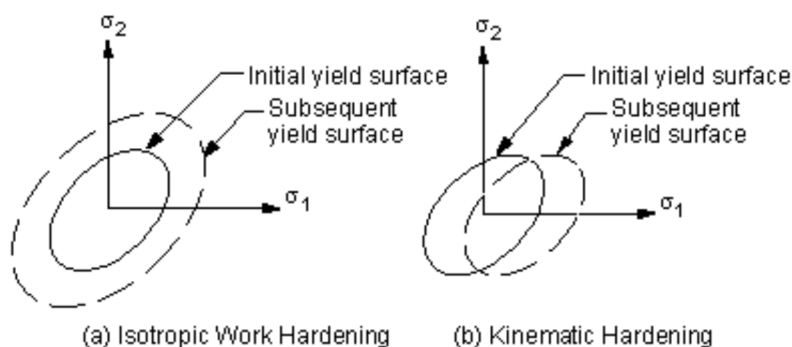


Figura 34 - Tipos de regras de endurecimento

No critério de cedência, as regras de fluxo e endurecimento para o caso em estudo estão resumidos na Tabela 14 - “sumário de opções de plasticidade” e discutidas em detalhe mais adiante.

Name	TB Lab	Yield Criterion	Flow Rule	Hardening Rule	Material Response
Multilinear Isotropic Hardening	MISO	von Mises/Hill	associative	work hardening	multilinear

Tabela 14 - Sumário das opções de plasticidade

Incremento de deslocamentos plásticos

Se a tensão equivalente calculada utilizando propriedades elásticas exceder a cedência do material, ocorrem deformações plásticas. A existência de deformações plásticas faz com que haja uma redução no estado de tensão para que o critério de cedência seja satisfeito (equação 32). Com base na teoria acima apresentada, o incremento da deformação plástica pode ser calculado.

A regra de endurecimento afirma que o critério de cedência se altera com o trabalho de endurecimento e/ou com o endurecimento cinético. Incorporando estas relações nas equações 25 e 26, e reformulando-as, pode escrever-se:

$$F(\{\sigma\}, k, \{\alpha\}) = 0 \quad (35)$$

Em que:

- κ é o trabalho plástico
- $\{\alpha\}$ representa a translação da superfície de cedência. Sendo,
- κ e $\{\alpha\}$ variáveis de estado.

O trabalho plástico é o somatório do trabalho plástico realizado ao longo do historial de carregamento, isto é:

$$k = \int \{\sigma\}^T [M] \{d\varepsilon^{pl}\} \quad (36)$$

Onde:

$$[M] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2 \end{bmatrix}$$

E a translação (ou alteração) da superfície de cedência também é dependente do historial de carregamentos e é obtida através de:

$$\{\alpha\} = \int C \{d\varepsilon^{pl}\} \quad (37)$$

Onde:

C = parâmetro do material

$\{\alpha\}$ = Localização do centro da superfície de cedência

A equação 35 pode ser derivada para que a condição de consistência seja:

$$dF = \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right\}^T [M] \{d\sigma\} + \frac{\partial F}{\partial k} dk + \left\{ \frac{\partial F}{\partial \alpha} \right\}^T [M] \{d\alpha\} = 0 \quad (38)$$

Considerando a equação 36,

$$dk = \{\sigma\}^T [M] \{d\varepsilon^{pl}\} \quad (39)$$

Pode assumir-se:

$$\{d\alpha\} = C \{d\varepsilon^{pl}\} \quad (40)$$

Substituindo na equação 38,

$$\left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right\}^T [M] \{d\sigma\} + \frac{\partial F}{\partial k} \{\sigma\}^T [M] \{d\varepsilon^{pl}\} + C \left\{ \frac{\partial F}{\partial \alpha} \right\}^T [M] \{d\varepsilon^{pl}\} = 0 \quad (41)$$

O incremento de tensão pode ser calculado através das relações elásticas de tensão-deformação,

$$\{d\sigma\} = [D] \{d\varepsilon^{el}\} \quad (42)$$

Em que:

[D] é a matriz de tensão-deformação

Com:

$$\{d\boldsymbol{\varepsilon}^{\theta l}\} = \{d\boldsymbol{\varepsilon}\} - \{d\boldsymbol{\varepsilon}^{pl}\} \quad (43)$$

uma vez que o incremento total pode ser dividido numa componente elástica e numa componente plástica.

Substituindo na equação 34, na equação 41 e equação 43 e combinando as equações 41, 42 e 43 obtém-se:

$$\lambda = \frac{\left\{\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right\}^T [M][D]\{d\boldsymbol{\varepsilon}\}}{-\left\{\frac{\partial F}{\partial k}\right\}\{\boldsymbol{\sigma}\}^T [M]\left\{\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right\} - C\left\{\frac{\partial F}{\partial \alpha}\right\}^T [M]\left\{\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right\} + \left\{\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right\}^T [M][D]\left\{\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right\}} \quad (44)$$

A dimensão do incremento do deslocamento plástico é então relacionada com o incremento total da deformação, no estado de tensão instantânea, e com as formas específicas das superfícies de cedência.

O incremento da deformação plástica pode ser calculado usando a equação 34:

$$\{d\boldsymbol{\varepsilon}^{pl}\} = \lambda \left\{\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right\} \quad (45)$$

Implementação

Recorrendo à regra de integração inversa de Euler para melhorar a condição de consistência, equação 38, a manipulação anterior visa garantir que a tensão, deformações e restantes variáveis internas, no intervalo de tempo seguinte, se encontram na superfície de cedência. Este algoritmo procede da seguinte forma:

- O parâmetro do material σ_y (equação 37) é determinado no intervalo de tempo presente (exemplo, a tensão de cedência à temperatura corrente).

- As tensões são calculadas com base no deslocamento arbitrado, $\{\varepsilon_{tr}\}$, que é igual à deformação total menos o deslocamento plástico do instante de tempo anterior (efeitos térmicos são ignorados).

$$\{\varepsilon_n^{tr}\} = \{\varepsilon_n\} - \{\varepsilon_{n-1}^{pl}\} \quad (46)$$

Onde os índices superiores de cada termo da equação estão de acordo com a notação, e os índices inferiores são referentes ao instante de tempo. Como todos se referem ao instante de tempo corrente, o índice inferior deixa de ser necessário. A tensão arbitrada é então dada por:

$$\{\sigma^{tr}\} - [D]\{\varepsilon^{tr}\} \quad (47)$$

- A tensão equivalente (σ_e) é avaliada neste nível de tensão pela equação 31. Se σ_e é inferior a σ_y , então o material encontra-se na zona elástica e não são calculados incrementos de deformações plásticas.
- Se a tensão ultrapassar a cedência do material, o multiplicador plástico λ é determinado pelo método de iteração local de Newton-Raphson.
- $\{\Delta\varepsilon^{pl}\}$ é calculado através da equação 45.
- A deformação plástica actual é reformulada no instante seguinte e corrigida de acordo com a equação:

$$\{\varepsilon_n^{pl}\} = \{\varepsilon_{n-1}^{pl}\} + \{\Delta\varepsilon^{pl}\} \quad (48)$$

Em que:

$\{\varepsilon_n^{pl}\}$ são as deformações plásticas nesse instante

E o deslocamento elástico calculado é dado por:

$$\{\varepsilon_n^{pl}\} = \{\varepsilon^{tr}\} - \{\Delta\varepsilon^{pl}\} \quad (49)$$

Em que:

ε_{el} representa os deslocamentos elásticos

O vector das tensões é dado por:

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon^{el}\} \quad (50)$$

Em que:

$\{\sigma\}$ representa as tensões

- Os incrementos do trabalho plástico Δk e do centro da superfície de cedência $\{\Delta\alpha\}$ são calculados através da equação 39 e equação 40 e os valores são actualizados.

$$K_n = K_{n-1} + \Delta K \quad (51)$$

e

$$\{\alpha_n\} = \{\alpha_{n-1}\} + \{\Delta\alpha\} \quad (52)$$

Onde o índice (n-1) se refere aos valores do instante de tempo anterior.

- Para fins de “output”, calculam-se: a deformação equivalente plástica $\Delta \varepsilon^{pl}$, o incremento plástico equivalente, $\Delta \varepsilon^{pl}$, o parâmetro de tensão equivalente, $\sigma \varepsilon^{pl}$ e o rácio de tensão N. O rácio de tensão é dado por:

$$N = \frac{\sigma_e}{\sigma_y} \quad (53)$$

Onde σ_e é calculada usando a tensão arbitrada. N é então maior ou igual a 1 quando ocorre cedência e menor ou igual a 1 quando o estado de tensão é elástico. O incremento do deslocamento plástico equivalente é dado por:

$$\Delta \varepsilon^{pl} = \left(\frac{2}{3} \{\Delta \varepsilon^{pl}\}^T [M] \{\Delta \varepsilon^{pl}\} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (54)$$

Os parâmetros, deformação e tensões plásticos equivalentes são desenvolvidos para cada opção em seguida.

É de salientar que a regra de integração inversa de Euler utilizada no passo 4 é o algoritmo de retorno radial (Krieg) para o critério de cedência de Von Mises.

Matriz elastoplástica de tensão-deformação

A tangente ou matriz elastoplástica da tensão-deformação é derivada a partir do esquema de iteração local de Newton-Raphson utilizado acima no passo 4. Isto é, a tangente consistente (algorítmica).

Endurecimento isotrópico multilinear e bilinear

Estes modos de comportamento plástico utilizam o critério de cedência de Von Mises associado à regra do fluxo e endurecimento isotrópico.

A tensão equivalente (equação 31), é dada por:

$$\sigma_e = \left[\frac{3}{2} \{s\}^T [M] \{s\} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (55)$$

Onde $\{s\}$ é a tensão diferencial da equação 31. Quando σ_e é igual à tensão de cedência nesse instante, σ_k é função da quantidade de trabalho plástico produzido. Para o caso de se assumir plasticidade isotrópica, σ_k pode ser determinado directamente a partir do

deslocamento plástico $\Delta \varepsilon^{pl}$ pela equação $C = \frac{2}{3} \times \frac{E \times E_T}{E - E_T}$ e a curva uni-axial da tensão-

deformação é apresentada na Figura 35. O “output” da σ_k tem o parâmetro de tensão equivalente. Para curvas dependentes da temperatura com a opção de plasticidade multilinear isotrópica associada ao critério de Von Mises (MISO), σ_k é calculado através de uma interpolação com a temperatura e as curvas de “input”, após terem sido convertidas para o formato tensão plástica-deformação. [48].

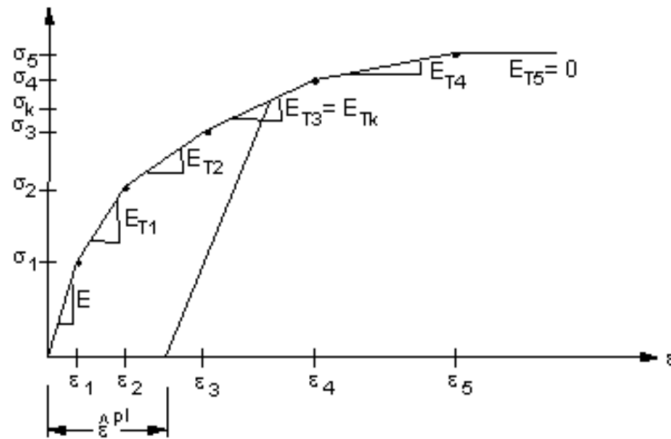
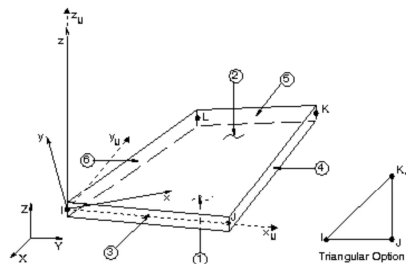


Figura 35 - Comportamento Uni-axia

5.1.1 5.1.1 Descrição do elemento estrutural bidimensional

O elemento considerado foi o SHELL41 [46] (elemento de casca) pois é o elemento estrutural equivalente ao SHELL 57 (elemento usado durante a modelação térmica).

O elemento SHELL41 (Figura 36) é um elemento 3D com rigidez de membrana (no plano), mas despreza a rigidez à flexão (fora do plano). Este elemento é indicado para estruturas de casca onde a flexão do elemento é de relevância secundária. O elemento possui três graus de liberdade em cada nó: translações nas direcções nodais x, y, z, e considera variação da espessura, encruamento e grandes deflexões.



x_{ij} = Element x-axis if ESYS is not supplied.

x = Element x-axis if ESYS is supplied.

Figura 36 - Geometria do elemento Shell 41, considerado na modelação

A geometria, localização dos nós e os sistemas de coordenadas são ilustrados na Figura 36. O elemento é definido por quatro nós, quatro espessuras, um ângulo de direcção do material e pelas propriedades ortotrópicas do material, que correspondem às direcções do sistema de coordenadas do elemento.

O elemento pode ter espessura variável. Assume-se que a espessura pode variar ligeiramente ao longo da área do elemento, especificando-se a espessura nos quatro nós. Se o elemento

tiver uma espessura constante, apenas é necessário especificá-la para o nó I. Se a espessura não for constante especifica-se o seu valor para os quatro nós (I, J, K e L).

Os carregamentos aplicados no elemento estão descritos na Figura acima. Podem ser impostas pressões nas faces do elemento como referenciado na Figura 36. As pressões aplicadas nos limites do elemento são especificadas como força por unidade de comprimento, por se tratar de um elemento de casca. Os carregamentos de pressão são convertidos para forças equivalentes aplicadas em cada nó. As temperaturas podem ser aplicadas como carregamentos nos nós. A temperatura do nó I $T(I)$ é assumida, por defeito, como sendo a temperatura ambiente definida pelo utilizador. Se as outras temperaturas não forem especificadas, assume-se $T(I)$. Para qualquer outro padrão de “input”, as temperaturas não definidas assumem a temperatura ambiente.

As direcções de tensão do elemento correspondem às direcções do sistema de coordenadas do elemento. As tensões nos limites são definidas paralela e perpendicularmente aos limites das faces IJ (e KL) (Figura 37).

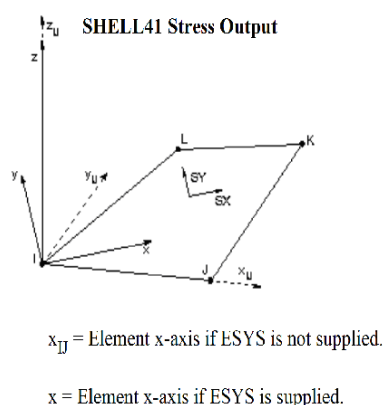


Figura 37 - “Output” de Tensões

Pressupostos e restrições do elemento estrutural bidimensional

Resumindo, o elemento seleccionado considera os seguintes pressupostos e restrições:

- Um elemento triangular pode ser formado definindo números de nó duplicados para os nós K e L.
- As formas extra são automaticamente substituídas por elementos triangulares para que se origine uma deformação constante do elemento.

-
- Os quatro nós que definem o elemento devem pertencer a um plano; contudo, é permitida uma pequena tolerância extra planar, para que o elemento possa ser ligeiramente deformado.
 - A forma triangular é requerida para análise de grandes deflexões, uma vez que os quatro nós podem deformar durante a deflexão.
 - Não são permitidos elementos com área nula.
 - O elemento não pode ter uma espessura nula em nenhum nó.
 - A espessura do nó I tem que ser diferente de zero.
 - O “printout” das tensões nos limites apenas é válido se as condições descritas na solução do elemento forem cumpridas.

5.1.2 Descrição do elemento estrutural tridimensional

O elemento estrutural foi o SOLID 185, por ser o elemento estrutural equivalente ao elemento utilizado durante a modelação térmica e pelas suas características serem adequadas ao problema em estudo.

Sólido Estrutural 3D de 8 nós

O elemento SOLID 185 [46] é usado para modelação tridimensional de estruturas. O elemento é definido por oito nós com três graus de liberdade por nó e translações nas direcções nodais x , y e z (Figura 38). O elemento tem a capacidade de incluir plasticidade, hiperelasticidade, encruamento, fluência e grandes deformações. Também tem a capacidade de formulação mista para a simulação de deformações de materiais elastoplásticos praticamente incompressíveis, e de materiais hiperelásticos incompressíveis.

Este elemento permite a degeneração de prismas e tetraedros quando usados em regiões irregulares.

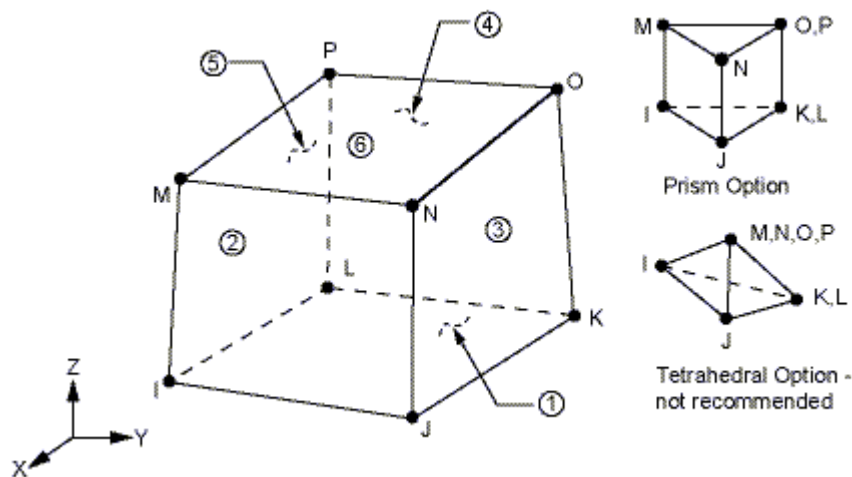


Figura 38 - Geometria do elemento estrutural tridimensional

A geometria e localização dos nós estão ilustradas na Figura 38. O elemento é definido por oito nós e considera as propriedades dos materiais ortotrópicos. O sistema de coordenadas por defeito, tem a mesma direcção do sistema de coordenadas global. É possível definir o sistema de coordenadas do elemento, que forma a base para as direcções de materiais ortotrópicos.

As temperaturas podem ser inseridas como carregamentos ou, “body loads”, nos nós. A temperatura do nó I, $T(I)$ toma por defeito o valor da temperatura ambiente definida pelo utilizador. Se as temperaturas nos restantes nós não forem especificadas são consideradas como sendo a mesma do nó I ($T(I)$). Para qualquer outro padrão de temperatura, as temperaturas não especificadas tomam o valor da temperatura ambiente. Valores considerados por defeito para fluência são assumidos zero, em vez de usar o valor da temperatura ambiente.

Os efeitos de cargas de pressão “stiffness” são automaticamente incluídos para este elemento.

Pressupostos e restrições do elemento sólido estrutural tridimensional

Resumindo, este elemento considera os seguintes pressupostos e restrições:

- Para elementos de forma degenerada onde \bar{B} ou formulações encadeadas de deformações são especificadas, são usadas funções de forma degeneradas e um esquema de integração convencional.

-
- Ao utilizar uma formulação mista (KEYOPT(6)=1), deve-se usar ou o “sparse solver” (utilizado por defeito) ou o “frontal solver” como algoritmos de cálculo.
 - Para análises modais cíclicas simétricas, o ANSYS recomenda o uso da formulação de deformação encadeada.
 - Os elementos tanto podem ser numerados como ilustrado na Figura 38 ou então podem ter os planos IJKL e MNOP trocados. O elemento não pode ser deformado de tal forma que tenha dois volumes separados (o que normalmente ocorre quando há uma incorrecta numeração dos elementos).
 - A tensão de “stiffning” é sempre incluída nas análises com não linearidades geométricas. Para as análises com geometrias de comportamento linear, a tensão de “stiffning” é ignorada.
 - Todos os elementos têm que ter oito nós. Podem formar-se elementos de forma prismática através da definição em duplicado dos números dos nós K, L, O e P, ou em forma de tetraedro que também é possível de utilizar.

5.2 Modelação Estrutural ANSYS

A modelação estrutural tem como objectivo a determinação das tensões residuais resultantes do processo de soldadura por laser, e é idêntica tanto para as modelações tridimensionais relativas aos provetes similares como para as modelações bidimensionais referentes aos provetes dissimilares, uma vez que em ambos os modelos foi considerado o mesmo modelo de endurecimento plástico isotrópico bilinear associado ao critério de cedência de Von Mises e os carregamentos aplicados foram as distribuições de temperaturas obtidas como resultado das modelações térmicas realizadas. A principal diferença entre as modelações bi e tridimensionais reside na geometria dos modelos, nos elementos utilizados e nas condições de fronteira aplicadas.

Após conclusão da modelação térmica e análise dos respectivos resultados, foi feita a conversão dos elementos térmicos nos seus equivalentes estruturais, que possibilitam a modelação de tensões residuais. Esta conversão é possível através de uma funcionalidade disponível no ANSYS.

É necessário eliminar os carregamentos relativos à modelação térmica e aplicar os relativos à modelação estrutural. As condições de fronteira aplicadas à modelação estrutural encontram-se ilustradas na Figura 39. No caso das modelações tridimensionais, Figura 39 b), considerou-se que o provete estava em contacto com duas áreas criadas para o efeito nas mesmas posições das áreas AA'BB' e A'B'D'C'. O contacto entre o provete e as áreas posteriormente geradas foi criado no ANSYS através do “contact wizzard”, considerando que: as novas áreas eram rígidas e totalmente constrangidas; o provete era um corpo flexível; o contacto realizava-se de superfície para superfície, sem penetração inicial, em que a matriz de rigidez é assimétrica; não existe penetração inicial e que o coeficiente de atrito entre as superfícies é de 0,3.

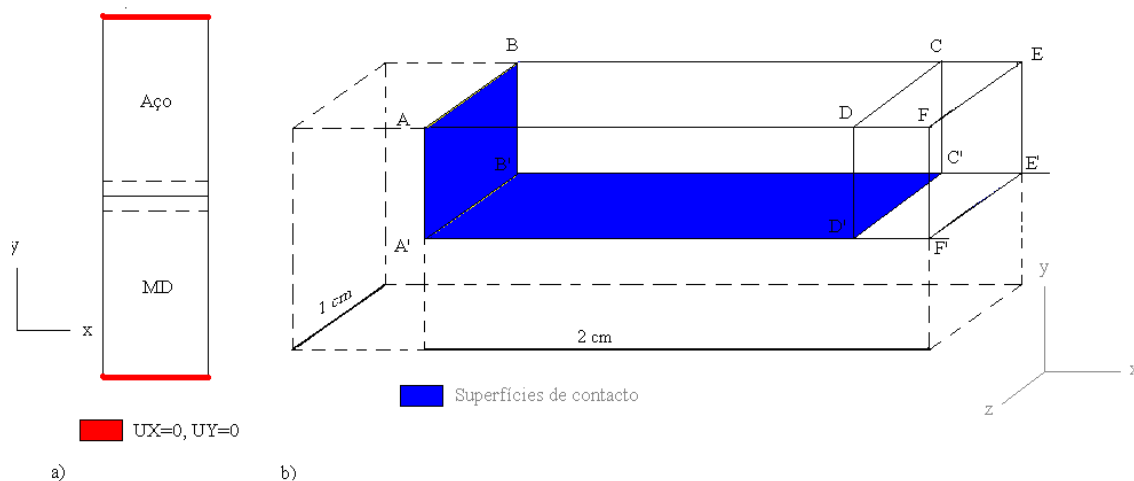


Figura 39 - Ilustração do tipo de constrangimentos aplicados a) na modelação bidimensional; b) na modelação tridimensional

Após a aplicação dos constrangimentos definiu-se o carregamento térmico. Este carregamento é feito importando o perfil de temperaturas do primeiro instante de tempo calculado durante a modelação térmica, $t = 0,1s$ a partir do ficheiro de resultados obtido na modelação térmica efectuada, que contém as temperaturas de todos os nós pertencentes à malha ao longo do período de tempo correspondente à soldadura e arrefecimento da peça. Através da variação de temperaturas e tendo em conta as propriedades mecânicas dos materiais em função da temperatura, o ANSYS efectua os cálculos das tensões residuais devidas ao processo de soldadura, como descrito no capítulo 5.1.

Definiu-se o tempo de modelação e os intervalos de tempo, que se mantiveram iguais aos da modelação térmica, e executou-se a simulação.

Após a conclusão da simulação para o primeiro instante de tempo, procedeu-se desta vez ao carregamento do perfil de tensões do primeiro instante de tempo, através do ficheiro de resultados obtidos, assim como ao perfil de temperaturas correspondente ao instante de tempo seguinte.

Este procedimento foi sendo repetido, como se pode observar através do diagrama 1, até ao final do tempo da modelação térmica. Por razões de ordem prática e uma vez que o cálculo das tensões para cada instante de tempo demorou cerca de 4 dias, a modelação de tensões residuais realizada no âmbito desta dissertação não contemplou todos os instantes de tempo, tendo sido apenas seleccionados 28 instantes de tempo para a modelação da soldadura, o que permitiu, contudo, uma boa aproximação aos resultados experimentais.

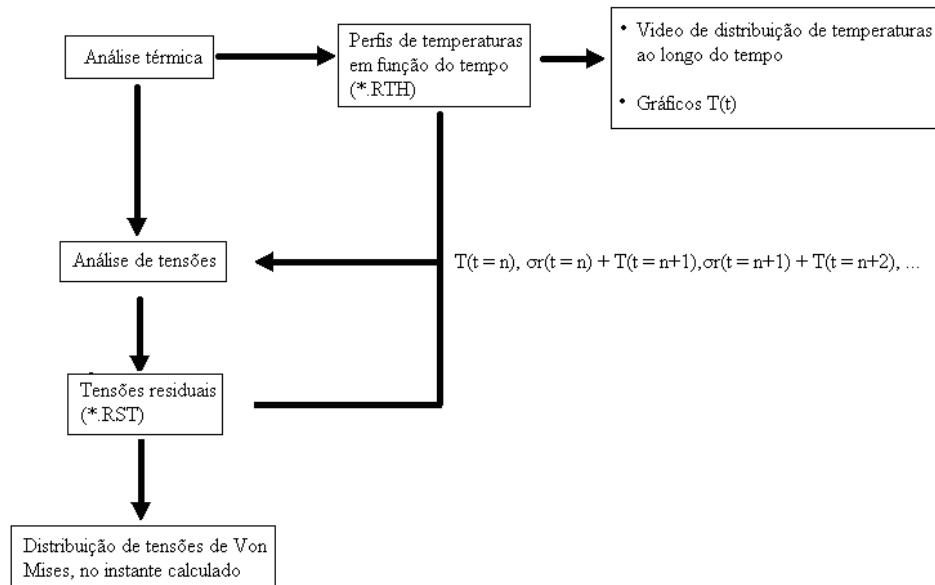


Diagrama 1 – Passos da modelação para obtenção das tensões residuais durante o processo de soldadura

Os “log file” gerados pelo ANSYS durante a criação dos modelos bi e tridimensionais estruturais são apresentados nos anexos 6 e 7, respectivamente, e contêm todos os comandos introduzidos durante a modelação estrutural para a determinação de tensões residuais resultantes da soldadura por laser.

5.3 Resultados da modelação de tensões residuais e discussão

5.3.1 Provetes dissimilares 2D

Foi possível constatar, através da análise dos resultados das tensões residuais dos diferentes provetes dissimilares, relativos às distribuições de tensões residuais segundo os eixos X, Y e XY, que estas têm padrões semelhantes, uma vez que as entregas térmicas aplicadas não variavam muito de provete para provete (36 a 40 J/mm). As distribuições de tensões residuais obtidas através das modelações estruturais realizadas para os provetes dissimilares estão de acordo com a teoria (Figura 40), assim como as ordens de grandeza dos valores calculados quando comparados com os resultados experimentais obtidos por difracção de RX.

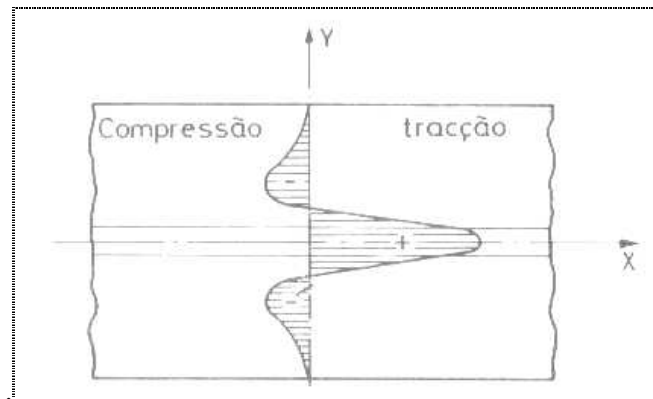


Figura 40 - Distribuição típica das tensões residuais em juntas soldadas – longitudinais [49]

Provete 12B

Através dos resultados nodais da análise relativa às tensões residuais segundo o eixo X (Figura 41), constata-se que na zona junto ao cordão, o metal duro (em baixo) se encontra à tração, e que, gradualmente, transita para compressão na zona mais afastada do cordão. Já o aço (em cima) na zona do cordão está sob uma forte compressão, que vai diminuindo à medida que a distância ao cordão aumenta. As tensões máximas e mínimas registadas foram de 1220 e -920 MPa, respectivamente. A tensão máxima registou-se na zona do metal duro na extremidade do cordão, e a tensão mínima no centro do cordão de soldadura no aço.

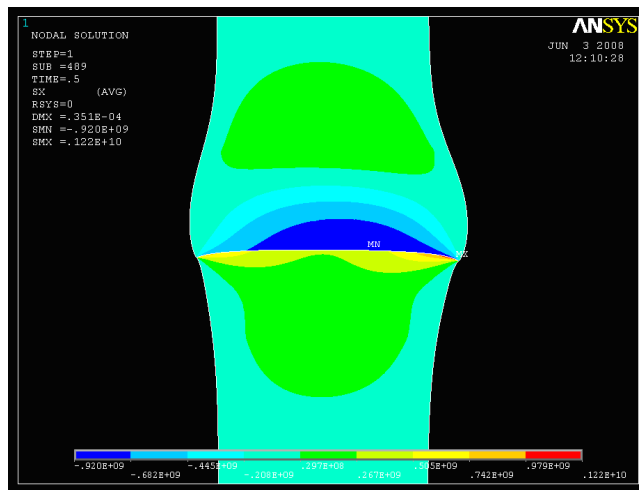


Figura 41 - Tensões residuais segundo o eixo X do provete 12B

Através dos resultados nodais da análise relativa às tensões residuais segundo o eixo Y (Figura 42), constata-se que a tensão máxima se localiza no aço, nas extremidades da peça, imediatamente acima do cordão de soldadura e é de 895 MPa. Na mesma zona do MD localiza-se a tensão mínima (-1580 MPa), isto é, o provete encontra-se em compressão.

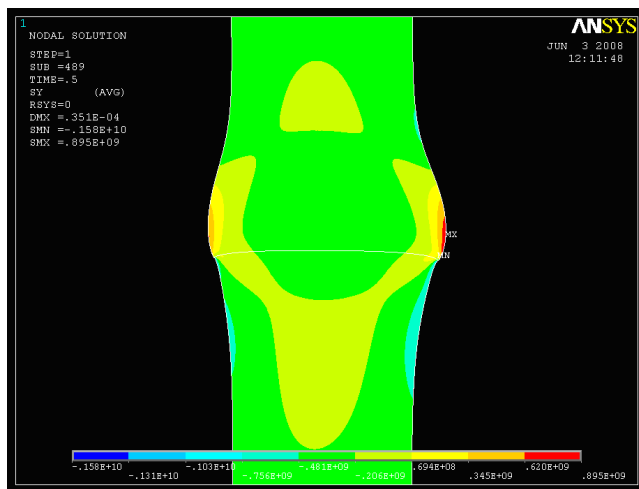


Figura 42 - Tensões residuais segundo o eixo Y do provete 12B

Analisando as tensões residuais segundo o eixo XY (Figura 43), constata-se existir uma simetria da distribuição de tensões em relação ao eixo dos X e anti-simetria em relação ao eixo Y. As tensões máximas e mínimas registadas foram de 576 e -427 MPa nas extremidades direita e esquerda do cordão de soldadura, respectivamente.

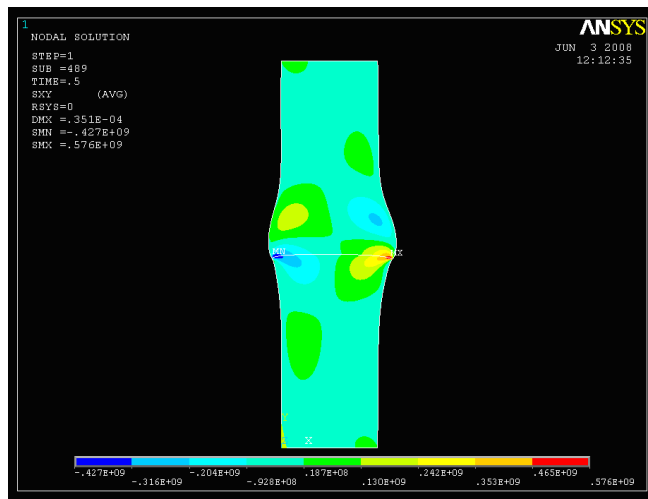


Figura 43 - Tensões residuais de corte XY do provete 12B

Nas Figuras 44 e 45 estão apresentadas as distribuições de tensões residuais de Von Mises e a intensidade de tensões, respectivamente. Pode observar-se que a distribuição das tensões de Von Mises e da intensidade de tensões são bastante semelhantes e que as suas intensidades são da mesma ordem de grandeza, embora a intensidade de tensões apresente valores ligeiramente superiores.

A tensão de Von Mises máxima é de 2160 MPa na zona do cordão de soldadura. A tensão máxima atingida é superior à dos materiais utilizados, aço e MD, o que faz prever a possibilidade de ocorrência de fractura ao longo do cordão de soldadura.

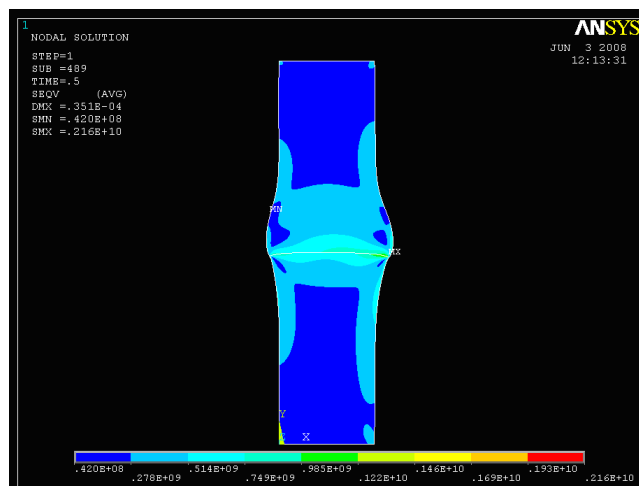


Figura 44 - Tensões residuais de Von Mises do provete 12B

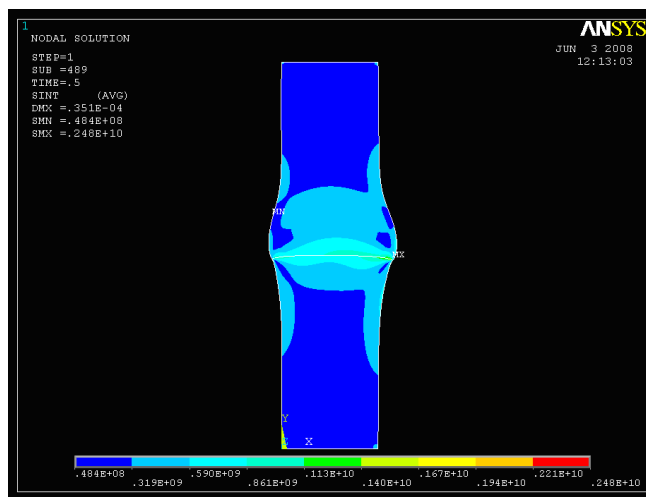


Figura 45 - Intensidade das Tensões residuais do provete 12B

5.3.2 Provetes similares – modelação tridimensional

Os resultados relativos às modelações tridimensionais para obtenção de tensões residuais dos provetes similares realizadas não foram satisfatórios, como se pode constatar pelos resultados dos provetes 11 e 12, o que levou a uma nova modelação, provete 5, descrita no diagrama 1 que ao contrário das modelações realizadas anteriormente contempla o historial de tensões ao longo do tempo, considerando-o como carregamento inicial, assim como a distribuição de temperaturas em cada instante de tempo.

Provete 11

Através dos resultados nodais do provete 11, em que apenas foi considerado meio provete com $2 \times 1 \text{cm}^2$ e ao qual, além do contacto, também foi aplicado um constrangimento de simetria na face pertencente à interface das placas, foi carregado o perfil de temperaturas sem ter sido feita qualquer especificação em relação ao instante de tempo ou “substep” relativo ao ficheiro de resultados térmico carregado, o que conduziu a resultados que se encontram muito aquém da realidade, como é possível verificar através das Figuras 46 e 47.

Nas Figuras 46 e 47 pode-se verificar a distribuição de tensões de Von Mises e da intensidade de tensões, respectivamente, no provete 11, em que a tensão máxima atingida é de 305 e 314 MPa, respectivamente. Neste caso, as tensões máximas obtidas foram muito inferiores à tensão de cedência do MD, ao contrário do que seria de esperar.

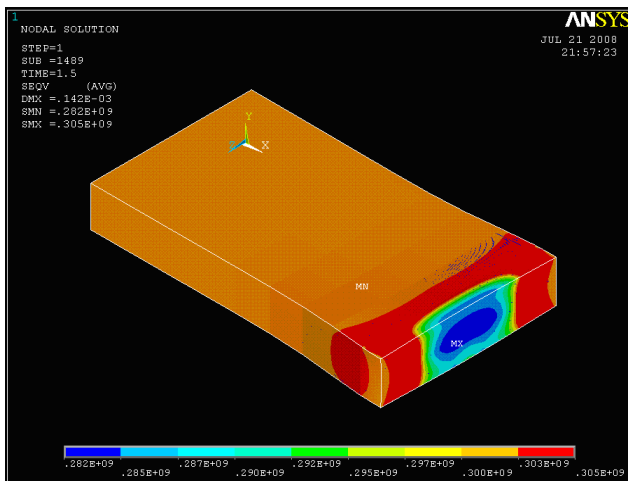


Figura 46 – Distribuição das tensões de Von Mises do provete 11 em t=1,5 s

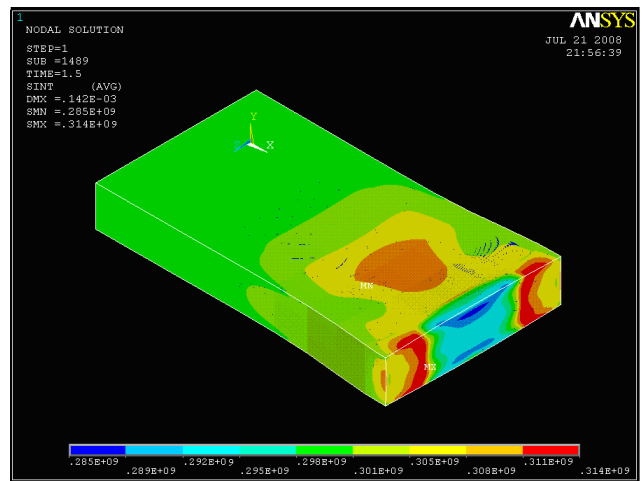


Figura 47 – Distribuição da intensidade de tensões do provete 11 no instante t = 1,5s

Assim, esta modelação revelou-se inadequada, o que justificou a necessidade de considerar condições diferentes de constrangimento dos provetes.

Provete 12

Na modelação do provete 12 para além dos constrangimentos de contacto também se aplicou um constrangimento segundo os eixos X, Y e Z nas arestas contrárias às do cordão de soldadura de forma a melhorar os resultados obtidos o que também não se revelou eficaz como se pode observar através das Figuras 48 a 50, em que são apresentadas as distribuições de tensões segundo o eixo X, as tensões segundo o eixo Z, a distribuição de tensões de Von Mises e a intensidade de tensões, respectivamente. Nestas Figuras pode-se verificar que embora a intensidade das tensões calculadas ($\sigma_{M\acute{a}x \text{ Von Mises.}} = 1020 \text{ MPa}$) seja da ordem de grandeza das tensões obtidas na realidade, a distribuição das tensões devido aos constrangimentos impostos nas arestas, induziram deformações na peça que não correspondem à realidade, fazendo com que a distribuição das tensões não correspondesse à real.

Efectivamente, as deformações verificam-se nas extremidades do provete, zonas que tinham sido constrangidas, enquanto no cordão de soldadura o nível de deformações era muito menor.

Dos resultados dos provetes 11 e 12 confirmou-se a necessidade de alterar a metodologia a usar na modelação tridimensional das tensões residuais.

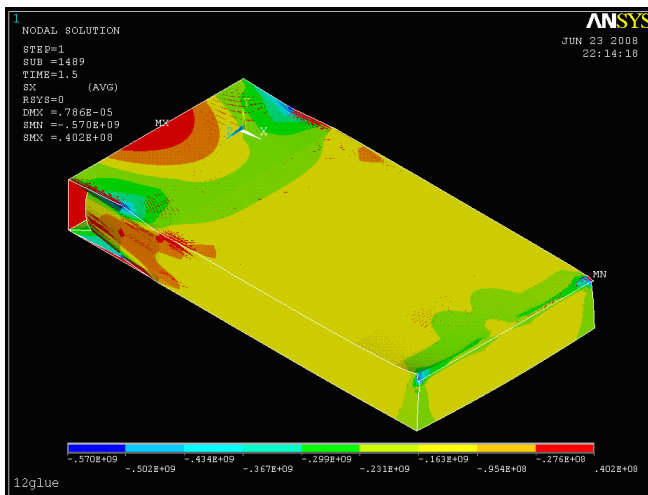


Figura 48 – Distribuição de tensões segundo X do provete 12

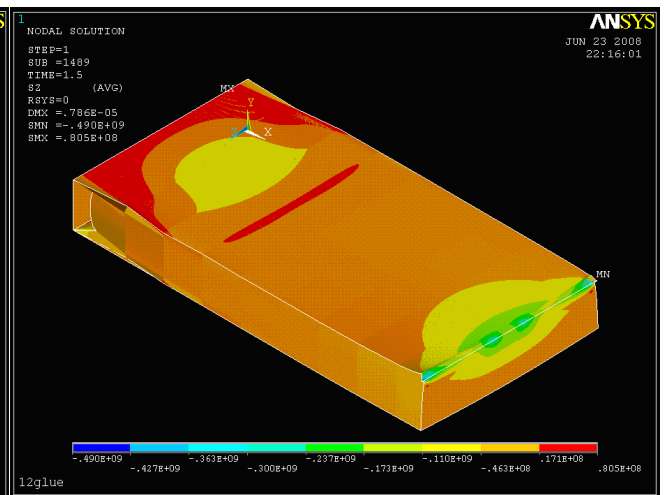


Figura 49 - Distribuição de tensões segundo Z do provete 12

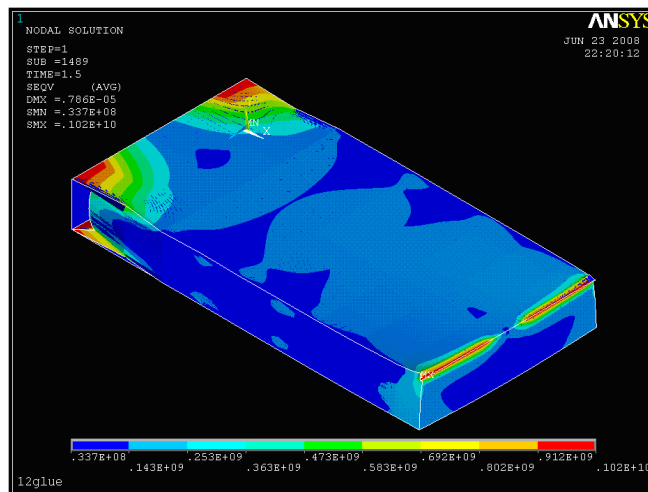


Figura 50 - Distribuição de tensões de Von Mises do provete 12

Provete 5

Para a modelação do provete 5 foi aplicado um constrangimento de contacto para simular a fixação do provete e um constrangimento de simetria na face da placa onde ocorre a soldadura, uma vez que o problema pode ser considerado simétrico, por se tratar de uma soldadura similar, o que diminuiu consideravelmente a dimensão do problema e consequentemente o tempo de cálculo.

Para a obtenção das tensões residuais foram realizados os cálculos em 29 instantes de tempo representativos (Tabela 15), para a obtenção do perfil de tensões ao longo do tempo, uma vez que o ANSYS tem como limitação não conseguir calcular directamente as tensões residuais resultantes do processo de soldadura.

Iteração	Tempo (s)
0	0,01
1	0,030204
2	0,050408
3	0,070612
4	0,09086
5	0,11102
6	0,131224
7	0,151429
8	0,171633
9	0,191837
10	0,212041
11	0,232245
12	0,252449
13	0,272653
14	0,474694
15	0,49898
16	0,515102
17	0,535306
18	0,55551
19	0,575714
20	0,595918
21	0,616122
22	0,636327
23	0,656531
24	0,676735
25	0,717143
26	0,757551
27	0,777755
28	1

Tabela 15 – Instantes de tempo para os quais foram calculados os perfis de tensões

A modelação da soldadura do provete 5 foi feita ao longo de 1s, tempo suficiente para a passagem do laser e arrefecimento do provete até à temperatura ambiente, 298K.

Na Figura 51 pode-se observar a deformação induzida no provete pelo processo de soldadura.

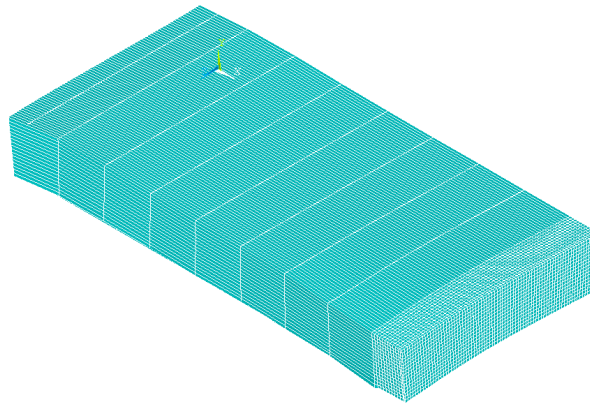


Figura 51- Malha deformada devido à soldadura

Na Figura 52 estão representadas as tensões residuais calculadas segundo as direcções perpendiculares ao cordão, SX, e paralelas, SY, ao cordão de soldadura.

Nas Figuras 52 a) e b) verifica-se que na zona central do cordão de soldadura, na face superior, a tensão segundo o eixo X é de compressão e que a sua intensidade vai diminuindo com a profundidade. À medida que a distância ao cordão de soldadura aumenta, na face superior (52 a)), a tensão de compressão diminui quase se anulando. Enquanto que, na face inferior (52 b)), junto ao cordão as tensões segundo o eixo X são quase nulas e a maior distância do cordão transita para uma zona de tracção seguida de uma zona de ligeira compressão no extremo oposto do provete. A tensão residual máxima segundo o eixo X é de 1110 MPa à tracção e de -913 MPa à compressão e verificam-se na extremidade do provete onde se iniciou a soldadura e na zona lateral do provete, respectivamente.

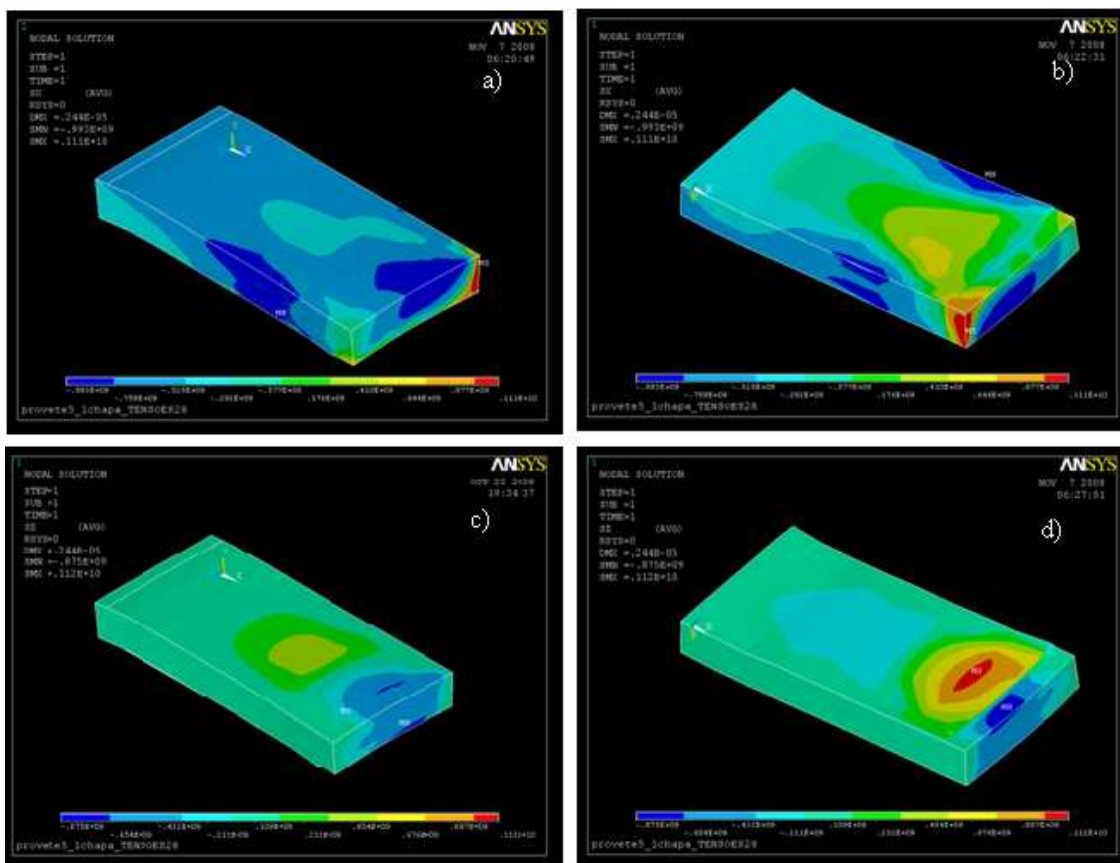


Figura 52 – Tensões residuais do provete 5: a) segundo o eixo X; b) segundo o eixo X, face inferior; c) segundo o eixo Z; d) segundo o eixo Z, face inferior

A intensidade de tensões residuais segundo o eixo XZ, que faz 45° com o cordão de soldadura está representada nas Figuras 53 a) e b) e verifica-se que a tensão máxima é de 528 MPa na face inferior do provete junto à extremidade do provete onde se iniciou a soldadura, a cerca de 6,5 mm do cordão de soldadura, e que a tensão mínima é de 467 MPa localizada numa zona mais próxima ao cordão.

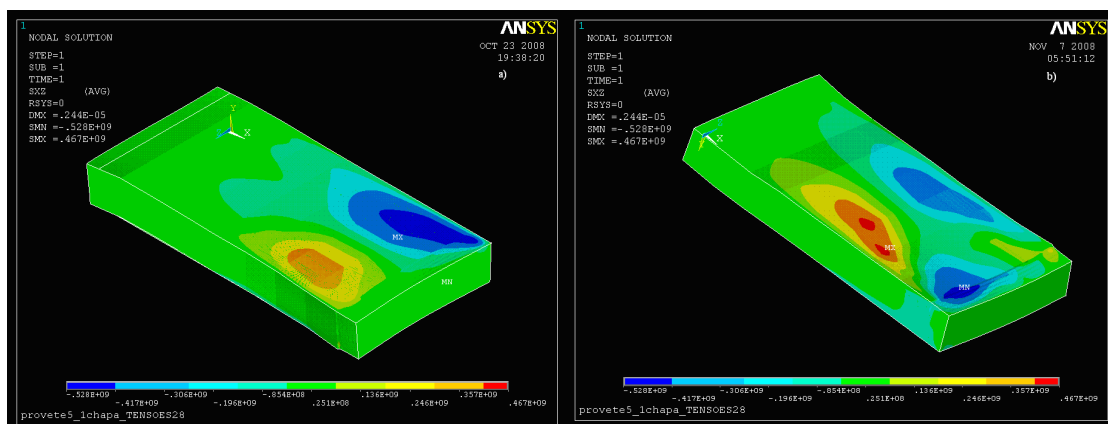


Figura 53 – Tensões residuais do provete 5 segundo o eixo XZ: a) na face superior; b) face inferior
 A intensidade de tensões e a tensão de Von Mises calculadas são apresentadas na Figura 54, podendo-se verificar que ambas apresentam perfis semelhantes, embora a intensidade de

tensões apresente valores ligeiramente superiores. A intensidade de tensões (Figura 54 a) e b)) máxima calculada é de 1140 MPa, na extremidade inferior do provete 5, junto ao início da soldadura, enquanto que a tensão de Von Mises (Figura 54 c) e d)) máxima é de 998 MPa e localiza-se também próximo da extremidade do provete referida.

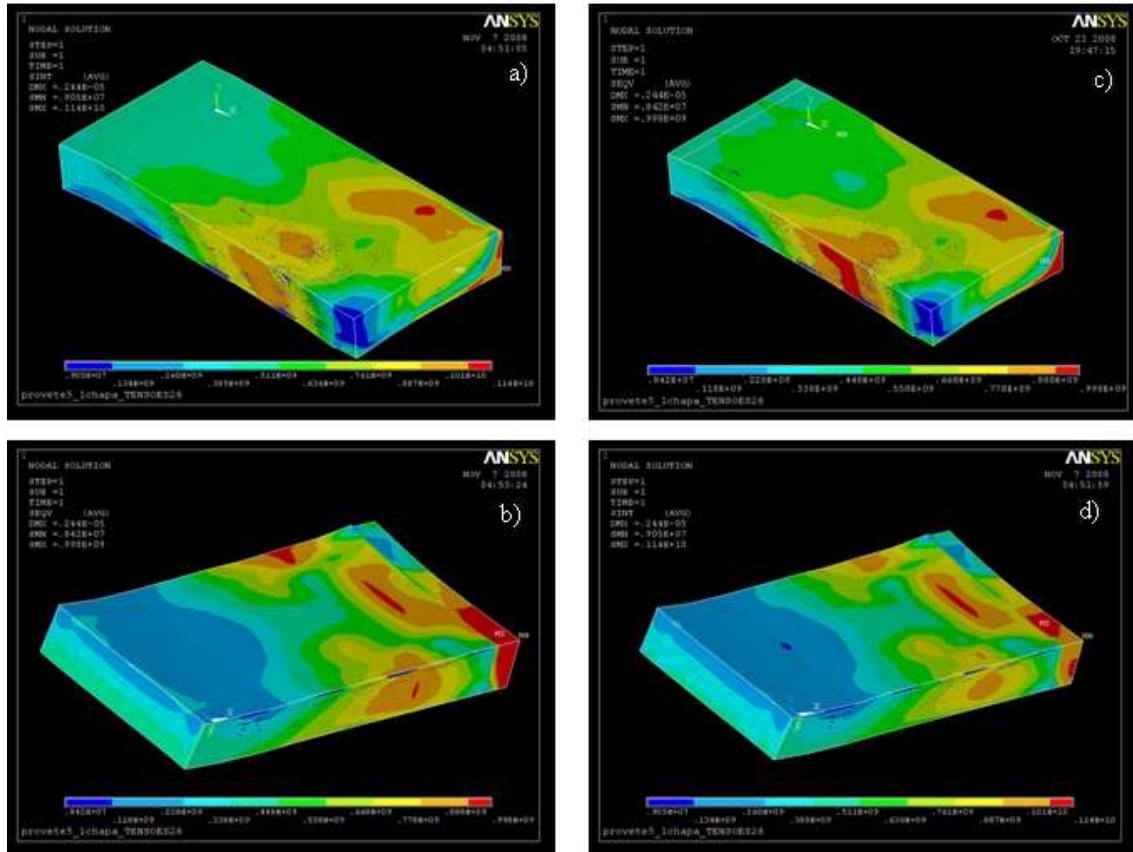


Figura 54 – Tensões residuais do provete 5: a) Tensões residuais de Von Mises na face superior; b) tensões residuais de Von Mises na face inferior; c) intensidade de tensões na face superior; d) intensidade de tensões na face inferior

Na Figura 55 a) é apresentada a distribuição de tensões de Von Mises na face do cordão de soldadura, enquanto que na Figura 55 b) se apresenta a distribuição de tensões ao longo da profundidade no centro da face em que ocorreu a soldadura. A tensão de Von Mises máxima calculada na face do cordão de soldadura (Figura 55 a)) é de 994 MPa no canto inferior direito, enquanto que na zona central (Figura 55 b)) a tensão máxima é de 856 MPa.

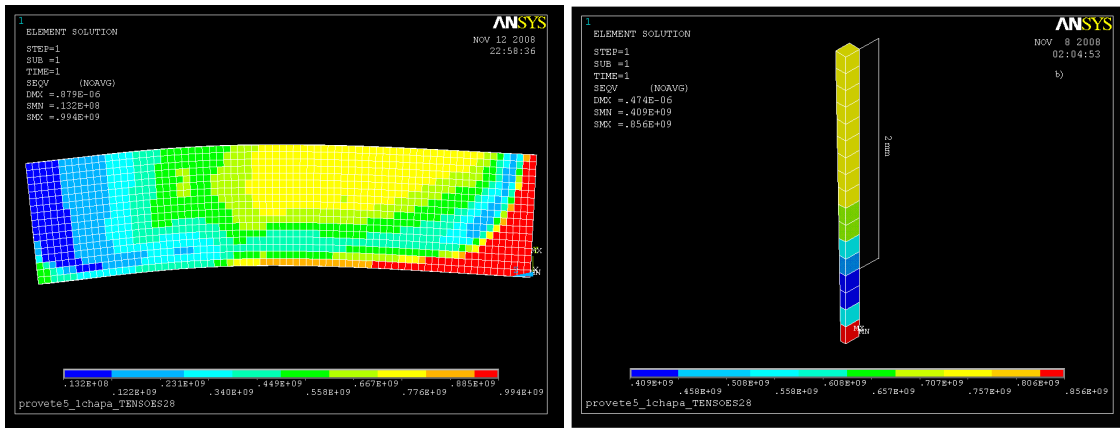


Figura 55 - Tensões residuais de Von Mises do provete 5: a) na face do cordão de soldadura; b) pormenor do centro da face do cordão de soldadura

A distribuição da intensidade de tensões na face do cordão de soldadura é apresentada na Figura 56 e pode-se verificar que a sua distribuição é bastante semelhante à da tensão de Von Mises. A intensidade de tensão máxima calculada na face do cordão de soldadura (Figura 56 a)) é de 11130 MPa e de 912 MPa na zona central dessa mesma face (Figura 56 b)).

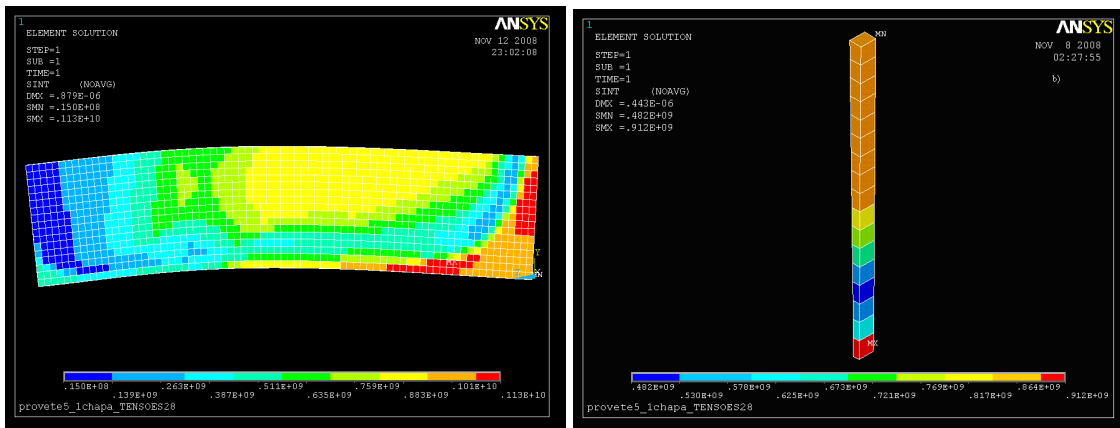


Figura 56 - Intensidade de tensões residuais do provete 5: a) na face do cordão de soldadura; b) pormenor do centro da face do cordão de soldadura

Nas Figuras 57 e 58 são apresentadas as distribuições da tensão de Von Mises e da intensidade de tensões do provete 5, respectivamente, a 1 cm do cordão de soldadura.

Tal como na zona do cordão de soldadura, os perfis de tensões de Von Mises e da intensidade de tensões são bastante semelhantes, verificando-se que a intensidade de tensões é ligeiramente superior sendo o seu valor máximo calculado de 739 MPa (Figura 57 a)) e de 516 MPa na zona central do provete a uma distância de 1 cm do cordão (Figura 57 b)) comparativamente aos 725 MPa de tensão máxima de Von Mises no canto superior da Figura 57 a) e os 475 MPa verificados no centro, Figura 57 b)).

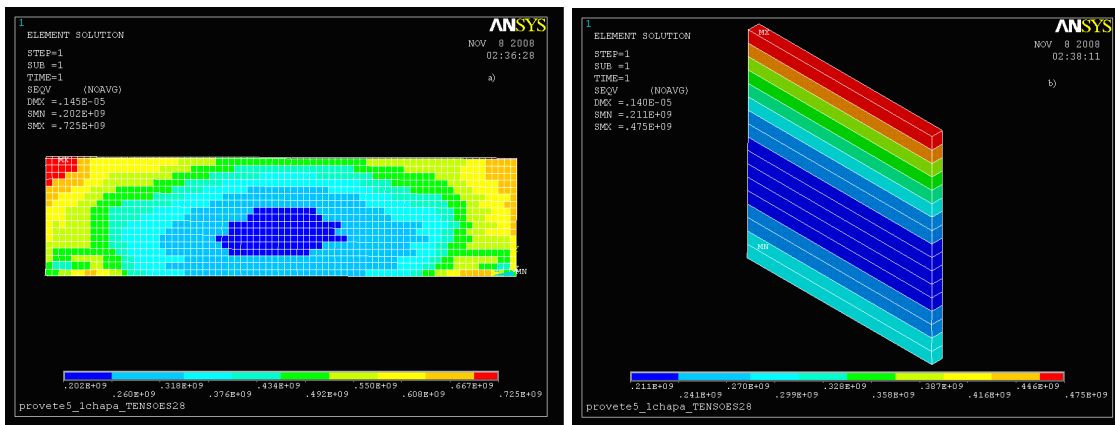


Figura 57 - Tensões residuais de Von Mises do provete 5: a) a 1cm do cordão de soldadura; b) pormenor do centro da face do cordão de soldadura

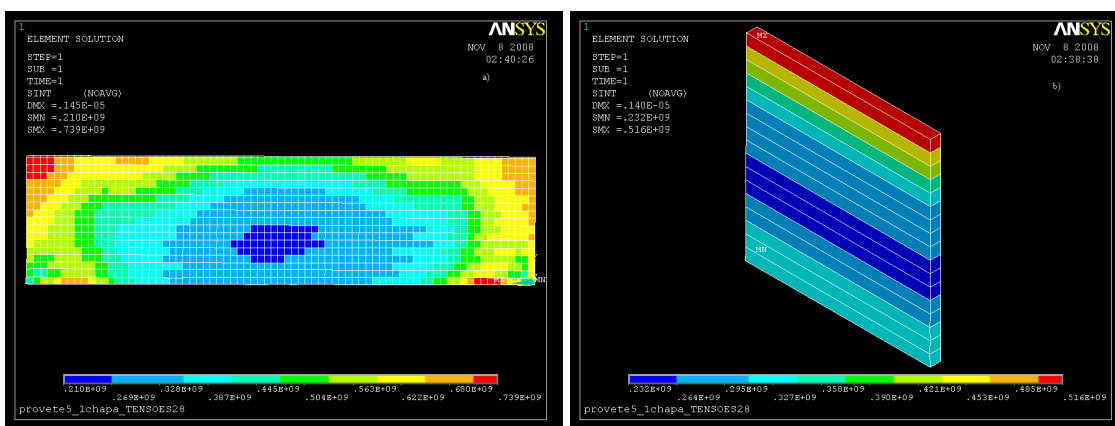


Figura 58- Intensidade de tensões residuais do provete 5: a) a 1cm do cordão de soldadura; b) pormenor do centro da face do cordão de soldadura

5.4 Validação Experimental

Os resultados obtidos foram validados experimentalmente através de medições por difracção de RX e pelo método de “hole drilling”. Contudo esta validação tem de ser vista com precaução uma vez que as dimensões dos provetes consideradas para a modelação são inferiores às dos provetes reais. Este facto deveu-se à falta de capacidade computacional para modelar o problema na sua totalidade com o grau de precisão exigido. Efectivamente, os tempos de cálculo eram substanciais pelo que tanto as infraestruturas da FCT UNL como as do IST não se revelaram suficientes. Outra limitação na validação dos resultados relativos aos provetes dissimilares é a incerteza da zona exacta em que se procedeu à medição das tensões residuais através do método de difracção de RX, uma vez que este usa uma janela de dimensões superiores à largura do cordão. A ocorrência de fracturas e fissurações nos provetes também dificulta a validação dos resultados obtidos, uma vez que a sua ocorrência altera o estado de tensões residuais, uma vez que têm como consequência a acomodação de tensões.

5.4.1 Provetes dissimilares

Relativamente aos provetes bidimensionais dissimilares, da análise dos valores de tensões residuais (Tabela 16) calculados pelo ANSYS, verifica-se que o provete 3C é aquele que apresenta os valores de tensões mais altos em módulo.

Este resultado não corresponde ao espectável, uma vez que, este provete foi soldado com pré-aquecimento e este procedimento conduz habitualmente a um gradiente de temperaturas menor e, conseqüentemente, a um gradiente de tensões residuais menor. O facto de o pré-aquecimento ter sido localizado e não na peça globalmente pode significar nestes materiais um acréscimo nas tensões residuais.

Através da análise dos resultados obtidos para as distribuições de tensões para os provetes dissimilares 2D, 3C, 11B e 12B com os Gráficos 5 a 8, verifica-se que a variação das tensões residuais calculadas é semelhante às determinadas através da difracção de RX à medida que nos afastamos do cordão de soldadura.

Os dados experimentais que serviram para a realização dos Gráficos 5 a 8 encontram-se no Anexo 9 e são respeitantes às medições de tensões residuais efectuadas nos provetes dissimilares através da difracção de RX em que a área de análise do metal duro tem uma abertura máxima de 2mm na direcção transversa ao cordão e tem uma secção indefinida na direcção longitudinal. No metal duro fora da zona do cordão, as medidas foram efectuadas sobre os picos {211} da fase WC, utilizando radiação de Cu, com uma profundidade de penetração de 1,7 μm . Na zona do cordão do MD, as medições foram efectuadas sobre os picos {212} da fase WC também com radiação de Cu e penetração de 1,9 μm e irradiou-se uma área de 1mm ao longo do cordão definida por uma máscara, tal como descrito na parte experimental.

No aço, as medições foram efectuadas sobre os picos {211} da fase Fe_α , utilizando radiação Cr, com uma profundidade de penetração de 5,5 μm .

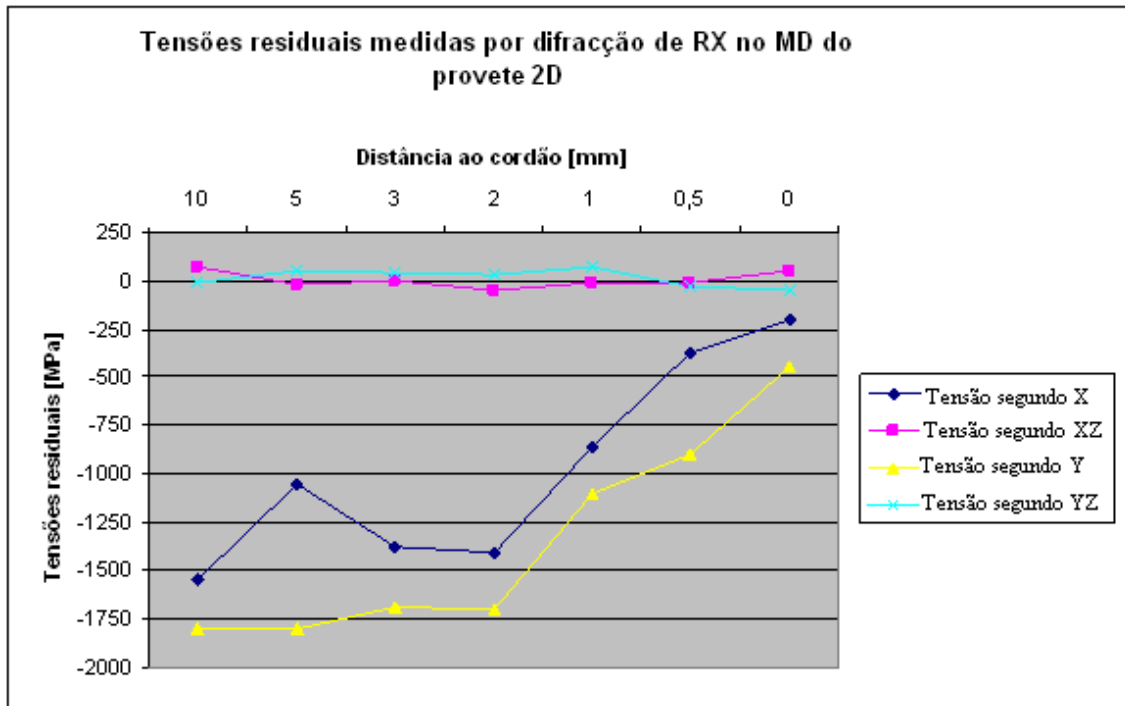


Gráfico 5- Tensões residuais por difração de RX do provete 2D

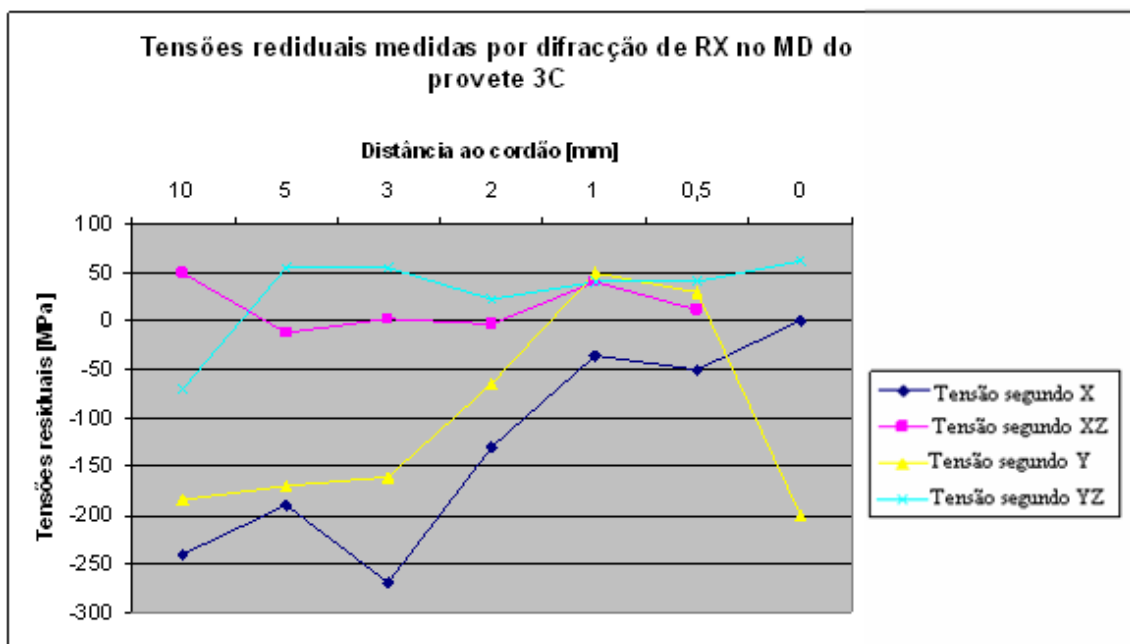


Gráfico 6- Tensões residuais por difração de RX do provete 3C

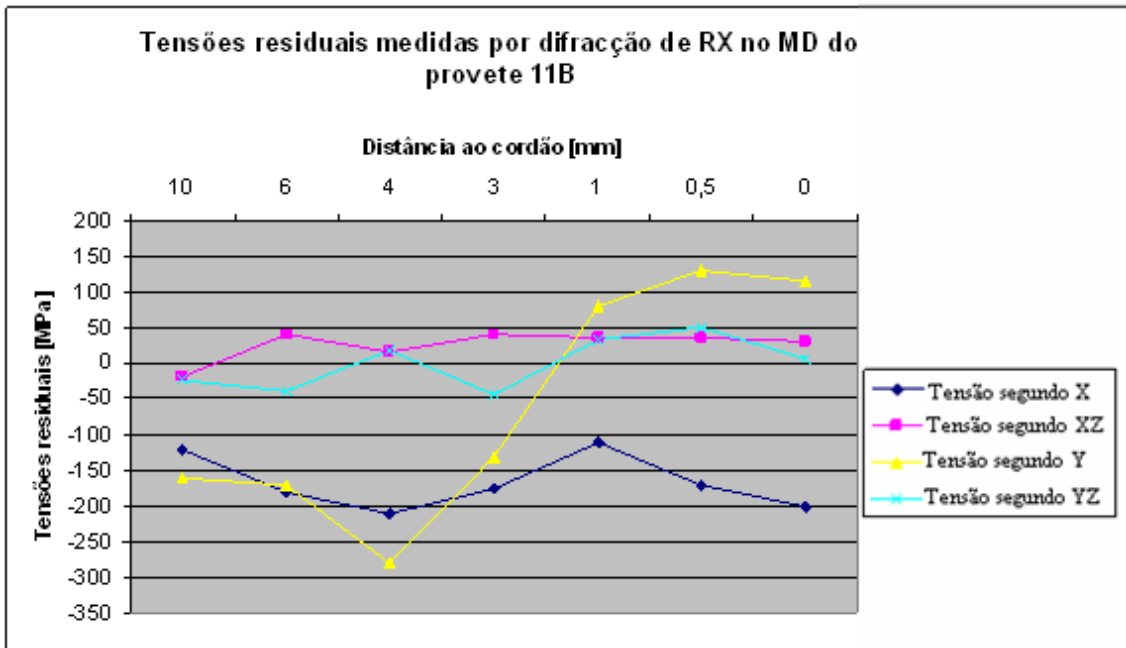


Gráfico 7- Tensões residuais por difração de RX do provete 11B

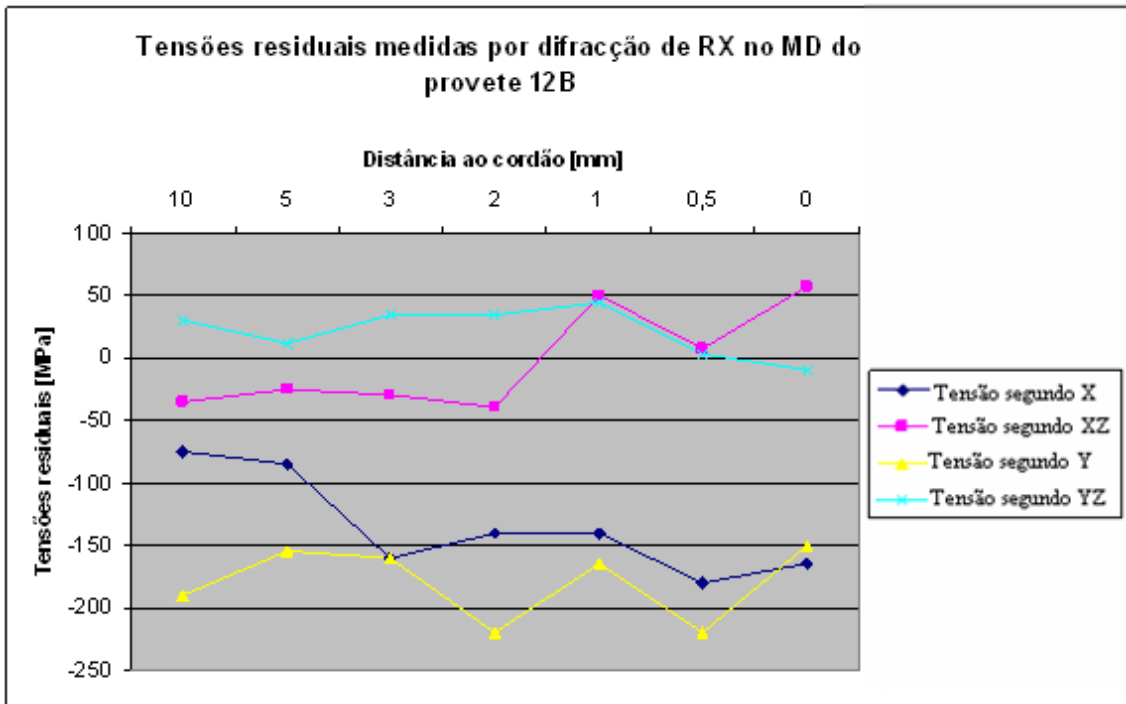


Gráfico 8 - Tensões residuais por difração de RX do provete 12B

A distribuição de tensões residuais provetes 2D, 3C, 7B, 11B e 12B segundo os eixos X, Y e XY é semelhante, para as mesmas componentes da tensão, respectivamente, uma vez que, as diferenças das condições de soldadura dos provetes modelados não diferem muito, como se pode constatar através da Tabela 16.

	Provete	P [W]	v [m/min]	t _w [mm]	Et [J/mm]	Valores Máximos Calculados (ANSYS)						Valores Máximos Medidos (Difração de Raios X)						Erro [%]					
						SX [MPa]		SY [MPa]		SXY [MPa]		SX [MPa]		SY [MPa]		SXY [MPa]		SX		SY		SXY	
						Mín.	Max.	Mín.	Max.	Mín.	Max.	Mín.	Max.	Mín.	Max.	Mín.	Max.	Mín.	Max.	Mín.	Max.	Mín.	Max.
Aço – K10	2D	2000	3	0,2	40	-709	1060	-1660	573	-379	491	-1550	-200	-1800	-450	-55	70	54,3	630	8,8	227	-589	-601
Aço – K40 c/ pré aqueci. 300°C	3C	2000	3	0,25	40	-1090	1320	-1720	1010	-538	646	-270	0	-200	50	-70	62	-303	-	-760	-1920	-668	-941
Aço – K40	7B	3000	5	0,2	36	-747	965	-1240	722	-359	457	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	11B	2000	3	0,15	40	-907	1200	-1620	799	-427	567	-210	-110	-280	130	-45	50	-331	1190	-478	-514	-848	-1034
	12B	2000	3	0,25	40	-920	1220	-1580	895	-427	576	-180	-75	-220	-150	-10	45	-411	1726	-618	696	-4170	-1180

Tabela 16 – Valores de tensões residuais calculados e medidos dos provetes dissimilares

Através da análise dos erros entre os valores máximos e mínimos relativos às várias componentes das tensões residuais verifica-se uma relação entre os valores medidos e calculados, nomeadamente para os provetes 3C, 11B e 12B. Os erros relativos às tensões residuais, indicam a possibilidade da existência de uma relação entre a dimensão dos provetes modelados e reais com a intensidade das tensões residuais, uma vez que as componentes X, Y e XY apresentam valores de erro relativamente próximos como se pode verificar na Tabela 16.

5.4.2 Provetes similares

Relativamente às soldaduras similares MD-MD com 25%Co, apenas existem medições de tensões residuais efectuadas pelo método de “hole drilling” dos provetes 5 e 12.

Nas Figuras 59 a 62 [50] são apresentados os resultados relativos ao provete 5, uma vez que o provete 12 fissurou totalmente durante a medição das tensões residuais o que altera significativamente o perfil de tensões. Assim, não foi efectuada a modelação deste provete.

Para facilitar a comparação entre o provete ensaiado, apresentam-se os resultados em função da profundidade para a ZF e ZTA, assim como dos obtidos no metal base a cerca de 1 cm do cordão do provete 5. Na Figura 59 estão representadas as microdeformações registadas pela roseta de extensómetros, na Figura 60 as tensões residuais máxima e mínima, na Figura 61 a variação do ângulo entre a tensão máxima e o cordão de soldadura e na Figura 62 a variação da tensão residual equivalente.

Deve ter-se em consideração que o primeiro ponto de cada gráfico não deve ser considerado por ser influenciado pela perfuração da broca para colocação da roseta de extensómetros e não corresponder ao estado de tensão do material após soldadura.

Nas Figuras 59 a 62 foram medidas tensões residuais de tracção, que diminuem com a profundidade, sobretudo no provete 5.

No provete 5, o nível de tensões residuais é em geral, maior nas proximidades da linha de fusão do que no material base, principalmente nas zonas mais próximas da superfície.

A direcção da tensão residual máxima em relação à direcção longitudinal do cordão, neste provete é oblíqua no material base (quase chegando aos 45°), enquanto que é quase paralela nas proximidades da linha de fusão (menos de 12°).

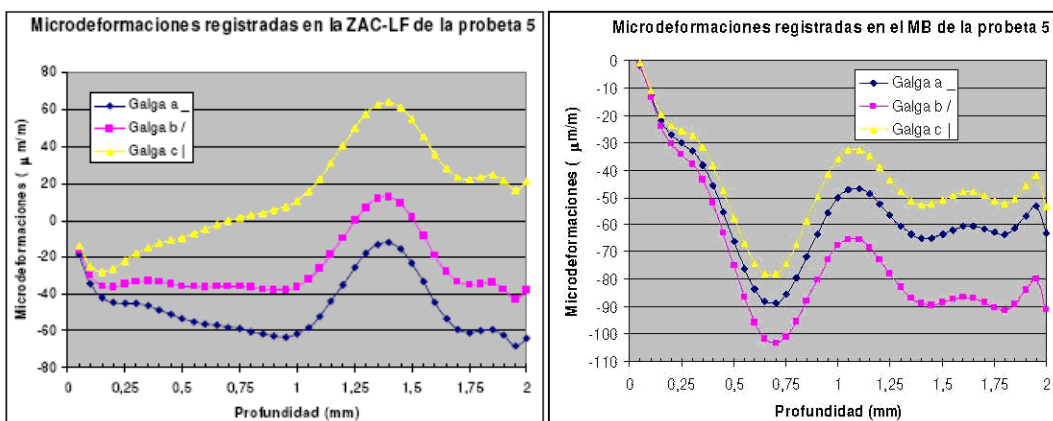


Figura 59 – Variação com a profundidade das microdeformações registadas no provete 5. O extensómetro a regista as microdeformações paralelas, o extensómetro b as situadas a 45° e o extensómetro c as perpendiculares ao cordão de soldadura

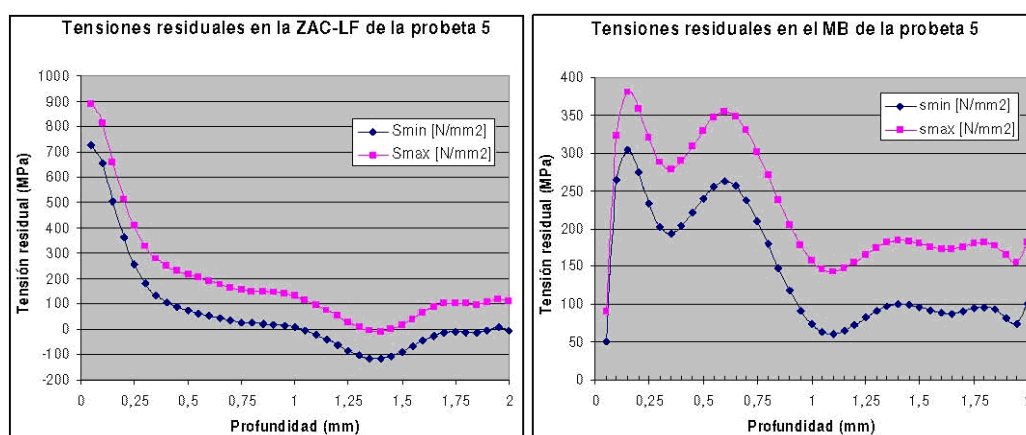


Figura 60 – Variação das tensões residuais máxima (σ_{max}) e mínima (σ_{min}) em função da profundidade do provete 5

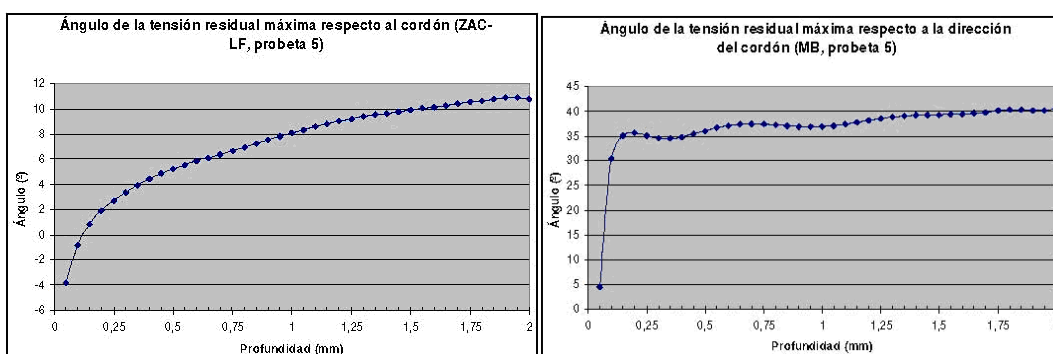


Figura 61 – Variação com a profundidade do ângulo da σ_{max} com a direcção longitudinal ao cordão de soldadura do provete 5

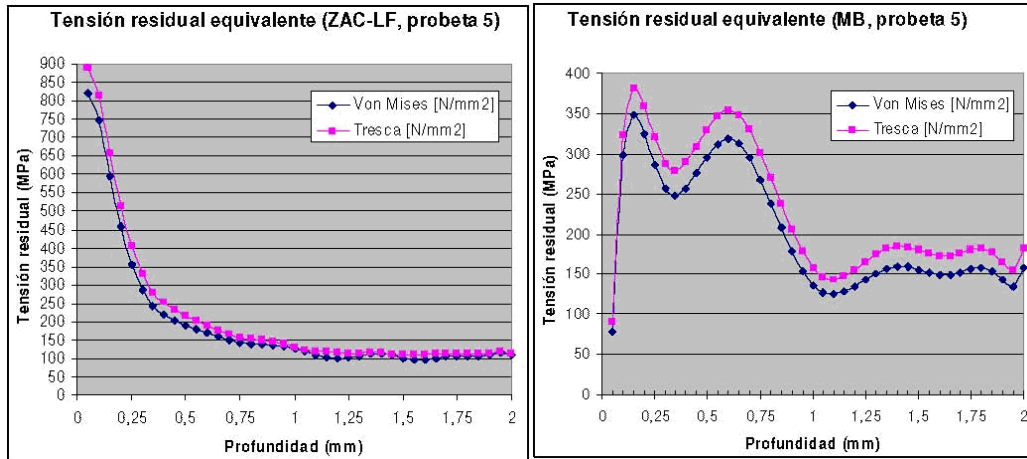


Figura 62 – Variação da tensão residual equivalente com a profundidade do provete 5

Com base nas Figuras 55 b), 56 b), 57 b) e 58 b) obtiveram-se os gráficos presentes nas Figuras 63 a 66, respectivamente, com o objectivo de facilitar a comparação e validação dos resultados relativos às tensões residuais resultantes do processo de soldadura neste provete.

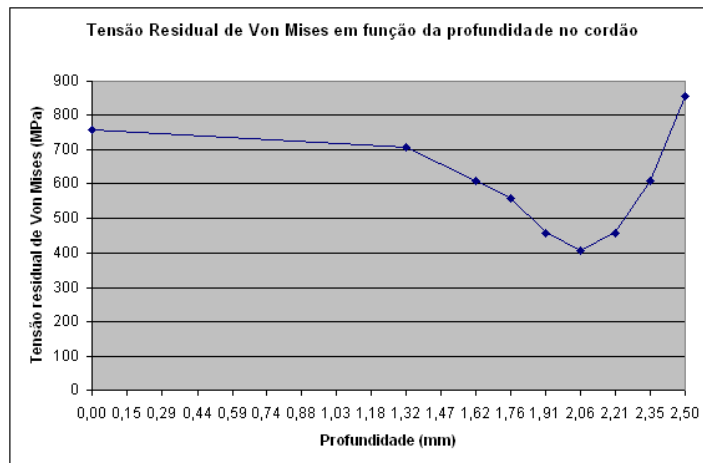


Figura 63 - Tensão residual de Von Mises calculadas no cordão de soldadura do provete 5

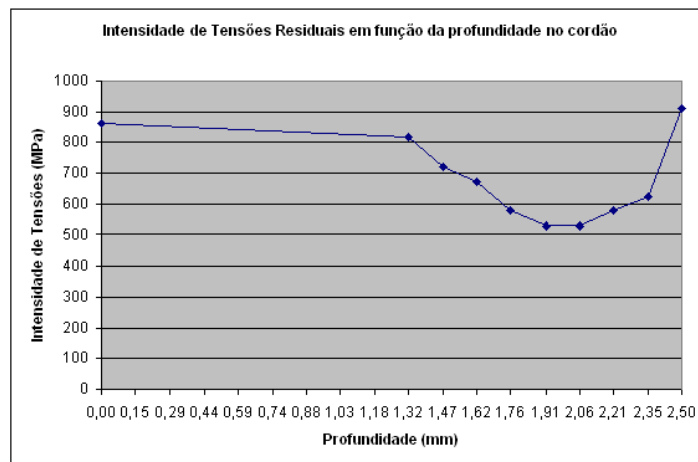


Figura 64 - Intensidade de tensões residuais calculadas em função da profundidade no cordão de soldadura do provete 5

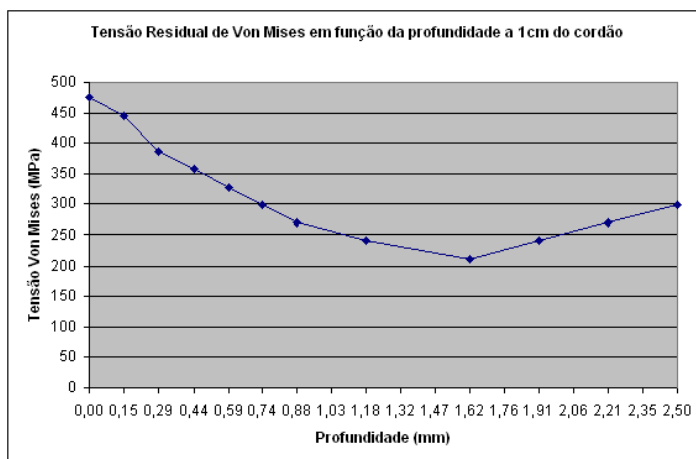


Figura 65 - Tensões residuais de Von Mises calculadas em função da profundidade a 1 cm do cordão de soldadura do provete 5

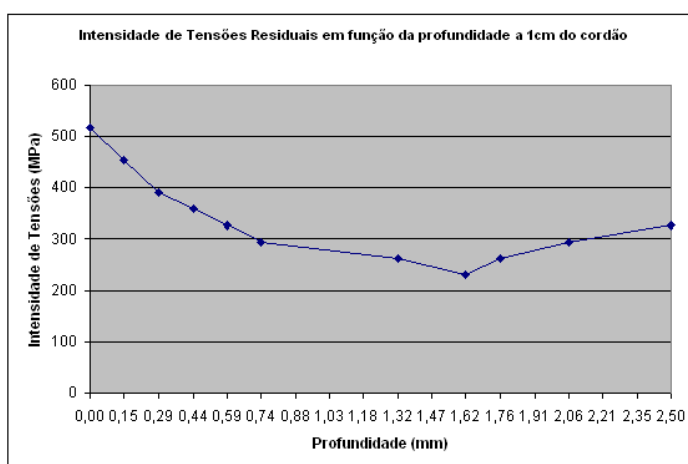


Figura 66 - Intensidade de tensões residuais calculadas em função da profundidade a 1 cm do cordão de soldadura do provete 5

Comparando os resultados de tensões residuais medidos e calculados em função da profundidade (Figuras 60 a 66), verifica-se que na zona do cordão de soldadura, os valores máximos são bastantes semelhantes, mas que a intensidade de tensões diminui mais rapidamente nos valores medidos do que nos calculados e que a intensidade de tensões a cerca de 2mm de profundidade é bastante menor comparativamente com os valores calculados. No metal base o perfil de tensões calculado ao longo da profundidade apresenta valores superiores aos medidos, mas um comportamento semelhante, sendo que o valor mínimo de tensão ocorre a cerca de 1mm de profundidade, enquanto que nos valores calculados tal acontece por volta dos 1,6mm de profundidade. As discrepâncias entre os dois valores das intensidades de tensões e tensões de Von Mises medidas e calculadas poderão ser explicadas pelo facto de ter ocorrido fissuração do provete 5 devido à soldadura, o que se traduz numa acomodação de tensões, assim como através da diferença das dimensões do real e do modelado, o que também influencia o erro entre os valores medidos e calculados.

Através da comparação dos valores medidos e calculados, respeitantes às tensões residuais de Von Mises, constata-se que as suas intensidades máximas, quer no cordão de soldadura, quer no metal base (a 1 cm do cordão) são bastante próximos, como se pode verificar através da Tabela 17, em que na zona do cordão o erro entre os valores medidos e calculados foi de cerca de 3,6 % e 1,3 %, para a tensão de Von Mises e intensidade de tensão, respectivamente. Na zona do metal base o erro entre os valores medidos e calculados é de cerca de 1,3 % na zona do cordão e de 7% na zona do metal base.

	Provete	P [W]	v [m/min]	Et [J/mm]	Valores Máximos Calculados (ANSYS)				Valores Máximos Medidos ("Hole drilling")				Erro [%]			
					Von Mises [MPa]		Intensidade de tensões [MPa]		Von Mises [MPa]		Intensidade de tensões [MPa]		Von Mises		Intensidade tensões	
					ZF / ZTA	MB	ZF / ZTA	MB	ZF / ZTA	MB	ZF / ZTA	MB	ZF / ZTA	MB	ZF / ZTA	MB
GD50-GD50	5	2000	2,4	50	856	475	912	516	825	350	900	480	3,6	26,3	1,3	7

Tabela 17 – Comparação entre valores de tensões residuais medidos e calculados do provete 5

5.5 Conclusões da Modelação de Tensões Residuais

Da modelação bidimensional realizada conclui-se, através da análise dos resultados do provete 7B, comparativamente aos restantes que uma diminuição da entrega térmica origina tensões residuais menores.

Nas ligações dissimilares com K10 (proвете 2D) obtiveram-se menores tensões residuais segundo X e XY, mas a componente Y tem maior intensidade quando comparados com as ligações dissimilares K40-aço.

A introdução de pré-aquecimento localizado faz com que as componentes das tensões residuais sejam maiores, ao invés do esperado, tal como se pode verificar tanto através dos resultados medidos como calculados. Este facto pode ser devido a dois efeitos distintos: por um lado como o pré-aquecimento foi dado localizadamente, pode originar tensões residuais na zona da soldadura que se adicionam às originadas no processo de ligação, por outro lado, o MD fica exposto a temperaturas mais elevadas durante mais tempo facilitando transformações estruturais por difusão.

A distância do centro do foco do laser em relação à interface do Aço-MD (t_w) não se demonstrou relevante na intensidade das tensões residuais, tal como é visível através dos resultados calculados para os provetes 11B e 12B com $t_w=0,15\text{mm}$ e $t_w=0,25\text{mm}$, respectivamente.

As elevadas velocidades de aquecimento verificadas nos provetes similares e dissimilares fizeram com que ocorressem transformações de fase permanentes nas ZF e ZTA que originaram fissurações devidas aos elevados níveis de tensões residuais resultantes da modificação localizada da estrutura dos materiais, superiores às tensões de rotura do MD.

Relativamente às modelações tridimensionais realizadas conseguiram-se compreender e ultrapassar as limitações do ANSYS, de forma a calcular correctamente as tensões residuais resultantes do processo de soldadura por laser. Para ultrapassar as limitações do programa para importar automaticamente os perfis de temperatura ao longo do tempo, assim como, os perfis de tensões que vão sendo originados pela variação do perfil de temperaturas de forma a obter resultados que possam ser validados. Para esse efeito foi desenvolvida uma nova

metodologia que considera a variação dos perfis de temperatura e de tensões ao longo do tempo (diagrama 1) através de modelações consecutivas em que para cada instante de tempo é calculado o perfil de tensões usando como carregamento o perfil de tensões do instante de tempo anterior e o perfil de temperaturas do instante presente.

Este novo método de modelação revelou-se eficaz, uma vez que os valores calculados e distribuições de tensões residuais em função da profundidade são da mesma ordem de grandeza dos medidos, assim como as distribuições de tensões são semelhantes às obtidas para os provetes bidimensionais e que se encontram de acordo com os perfis de tensões teóricos, o que revela que o ANSYS é um programa capaz de modelar a soldadura por laser, apesar das suas limitações.

6 Conclusões finais e Sugestões para trabalho futuro

Do trabalho efectuado é possível extrair as seguintes conclusões gerais:

O ANSYS permite reproduzir de forma adequada os gradientes de aquecimento e arrefecimento em soldadura por laser, tanto a duas como a três dimensões, apesar de ser uma ferramenta de cálculo geral com potencialidades para modelação de soldadura laser limitada, particularmente quando comparado com outros softwares comerciais dedicados à soldadura, nomeadamente o SYSWELD.

A primeira dificuldade residiu na modelação da fonte de calor. Para obviar às limitações impostas pelo ANSYS, foram simuladas fontes de calor progressivamente mais complexas tendo-se revelado que o modelo de fonte de calor com distribuição gaussiana reproduziu com fidelidade a deposição de calor na peça e a forma do “key-hole”.

A inclusão das variações das propriedades termofísicas dos materiais com a temperatura melhorou significativamente o rigor da modelação.

As temperaturas máximas calculadas estão de acordo com o previsto pela teoria e são próximas das temperaturas de fusão dos metais base.

O facto da entrega térmica do processo de soldadura ter sido muito semelhante em todos os provetes, originou temperaturas de pico e velocidades de aquecimento e arrefecimento da mesma ordem de grandeza, com variações da temperatura de pico na ordem dos 380 K nos provetes dissimilares e 1680 K nos provetes similares, o que está de acordo com o espectável uma vez que as variações de entrega térmica foram pequenas.

A utilização de sistemas de posicionamento em Cu induziu uma diminuição da temperatura máxima em 1900 K e um aumento da velocidade de arrefecimento em 15000 K/s, devido à elevada condutibilidade do cobre.

Inversamente, o uso de bases refractárias como o SiN, aumentaram a temperatura máxima em 1000 K e diminuíram a velocidade de arrefecimento em 16500 K/s.

Contudo, estes sistemas não foram suficientes para evitar a fissuração das soldaduras similares.

Entre os provetes similares com entregas térmicas de 33 J/mm a variação das velocidades de arrefecimento foi de 3788 K/s que é justificado por ter sido aplicado pré-aquecimentos apenas num dos provetes. Entre os provetes com ET de 50 J/mm a variação das velocidades de arrefecimento foi de 1384 K/s, o que é razoável, uma vez que um dos provetes teve duas passagens do laser e pré-aquecimentos com diferença de 50 °C.

Contudo, estas soluções não evitaram nunca a fractura das ligações soldadas.

O uso de temperaturas de pré-aquecimento não se revelou relevante na prevenção da fissuração.

A distribuição de temperaturas em função da distância à zona de interacção feixe / matéria são próximas das obtidas experimentalmente através das medições das extensões das ZF e ZTA, à excepção dos casos em que houve pré-aquecimento e em que os valores de t_w eram maiores.

A dificuldade de inserir termopares nos provetes e a inexistência de equipamento adequado para registar as temperaturas em tempo real durante as soldaduras não permitiram validar completamente as modelações térmicas efectuadas, uma vez que não se conhecem os ciclos térmicos da soldadura. No caso dos provetes similares não existiam medidas das extensões das ZF e ZTA para comparação, uma vez que nestes provetes ocorreu sempre fractura após soldadura.

O ANSYS revelou-se capaz de modelar bi e tridimensionalmente as tensões residuais.

O metal duro K10 registou tensões de menor intensidade segundo os eixos X e XY, mas a intensidade da tensão segundo o eixo Y foi a mais alta de todos os provetes em análise ao contrário do que seria de esperar, uma vez que o K10 apenas contém 6% de Co.

A introdução de pré-aquecimento aumenta a intensidade das tensões residuais em ligações dissimilares. Tal deve-se à localização do pré-aquecimento apenas na zona de soldadura.

A distância entre o ponto focal e a interface dos provetes, t_w , não tem um efeito relevante na intensidade das tensões residuais.

A pequena variação da entrega térmica do processo originou pequenas variações das intensidades das tensões residuais nos provetes dissimilares sem pré-aquecimento. Segundo o eixo X, Y e XY obtiveram-se variações de tensão mínima e máxima da ordem dos -170 / 250 MPa, -380 / 173 MPa e -65 / 115 MPa, respectivamente.

O pré-aquecimento introduziu um aumento das tensões residuais segundo os eixos X, Y e XY, nos provetes dissimilares, na ordem dos -230 / 191 MPa, -240 / 200 MPa, -130 / 110 MPa, respectivamente, em relação aos provetes sem pré-aquecimento. Este efeito é devido ao facto de o pré-aquecimento ser localizado.

O provete dissimilar K10-aço registou menores tensões residuais registadas, à excepção da tensão mínima segundo o eixo Y (-1660 MPa).

Relativamente à modelação tridimensional das tensões residuais conclui-se que é viável, tendo-se verificado que os valores medidos e calculados são semelhantes, apresentando erros de 3,6 %, 26,3 %, 1,3 %, 7 %, para as tensões máximas de Von Mises e intensidade de tensões na ZF / ZTA e MB, respectivamente.

Os erros entre os valores medidos e calculados para os provetes dissimilares (bidimensionais) foram superiores aos erros calculados na modelação do provete similar (tridimensional), o que revela que a modelação tridimensional é mais precisa, embora necessite de uma capacidade computacional e tempo de cálculo muito superiores, assim como de modelos de fonte de calor mais complexos e uma metodologia mais elaborada de forma a superar as limitações do ANSYS.

Se a capacidade computacional for consideravelmente superior à disponível durante a realização desta dissertação, para que os provetes possam ser modelados na sua totalidade e os tempos de cálculo mais reduzidos, e se forem também realizados ensaios para a obtenção das propriedades dos materiais em estudo em função da temperatura, tudo indica que a validação dos resultados relativos às tensões residuais calculados seja possível.

7 Bibliografia

- [1].Oliveira Santos J.F., Quintino L., Miranda R. M. – “*Processamento de Materiais por Feixe de Electrões Laser e Jacto de Água*”, – Instituto de Soldadura e Qualidade, Lisboa, 1991, Cap. 2.1-2.2
- [2].Steen, W. M. – “*Laser Material Processing*” – Springer – Verlag, 3ª Ed., Londres, 2003, Cap. 4-5
- [3].Sindo Kou, “*Welding Metallurgy*”, 2ª Ed. Wiley, 2002
- [4].D. Radaj, “*Heat Effects of Welding – temperature Field Residual Stress Distortion*”, Ed. Springer-Verlag, Berlin, 1992
- [5].R. Courant, “*Variational Methods for the Solution of Equilibrium and Vibration*”, Bulletin of the American Mathematical Society, 1943, 49, pp. 1-23.
- [6].Y. Ueda and T. Yamakawa, “*Analysis of thermal elastic-plastic stress and strain during welding by finite element method*”, JWRI, 1971, 2, (2), pp. 90-100
- [7].H. D. Hibbit and P.V. Marcal, “*A Numerical, Thermo-Mechanical Model for the Welding and Subsequent Loading of a Fabricated Structure*”, Computers and Structures, 1973, vol 3, pp 1145-1174
- [8].P. V. Marcal, “*Weld Problems*”, Structural Mechanics Computer Programs, Charlottesville, University Press, 1974, pp. 191-206
- [9].N. Okerblow, “*The Calculations of Deformations of Welded Metal Structures*”, Ed. Her Majesty’s Stationery Office, London, UK, 1958
- [10]. K. Masubuchi, “*Analysis of Welded Structures*”, Ed. Pergamon Press, Oxford, UK, 1980
- [11]. Y. Tanigawa, T. Akai, R. Kawamura and N. Oka, “*Transient heat conduction and thermal stress problems of a nonhomogeneous plate with temperature-dependent material properties*”. *J. Therm. Stresses* **19** (1996), pp. 77–102
- [12]. A. Chakravarti, L.M. Malik, J. Goldak, “*Prediction of distortion and residual stresses in panel welds*”, in: Computer Modeling of Fabrication Processes and Constitutive Behavior of Metals, Canadian Government Publishing Centre, Ottawa, Ont., 1986, pp. 547–561
- [13]. S. Fujii, N. Takahashi, S. Sakai, T. Nakabayashi, M. Muro, Development of 2D simulation model for laser welding, in: Proceedings of the SPIE, vol. 3888, 2000
- [14]. M.R. Frewin, D.A. Scott, “*Finite element model of pulsed laser welding*”, Ed. Weld. J. (1999) 15s–22s

-
- [15]. G. Reinhart, B. Lenz, F. Rick, “*Finite element simulation for the planning of laser welding applications*”, in: Proceedings of the 18th International Congress on Applications of Lasers and Electro-Optics (ICALEO’99), San Diego, CA, 1999
- [16]. C. Carmignani, R. Mares and G. Toselli, “*Transient finite element analysis of deep penetration laser welding process in a single pass butt-welded thick steel plate*”, Comput. Meth. Appl. Mech. Eng. **179** (1999), pp. 197–214
- [17]. D.-H. Kang, K.-J. Son and Y.-S. Yang, “*Analysis of laser weldment distortion in the EDFA LD pump packaging*”, Finite Elem. Anal. Des. **37** (2001), pp. 749–760
- [18]. S.A. Tsirkas, P.Papanikos and Th. Kermanidis, “*Numerical simulation of the laser welding process in butt-joint specimens*”, Ed. Journal of Materials Processing Technology, Volume 134, Issue 1, March 2003, páginas 59-69
- [19]. P. Ferro, H. Porzner, A. Tiziani e F. Bonollo, “*The influence of phase transformations on residual stresses induced by the welding process—3D and 2D numerical models*”, Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, volume 14, 2006, pp 117-136
- [20]. P. Michaleris and A. DeBiccari, “*Prediction of welding distortion*”, Ed. Weld. J. **76** 4 (1997), pp. 172s–181s
- [21]. K.N. Lankalapalli, J.F. Tu and M. Gartner, “*A model for estimating penetration depth of laser welding processes*”, Phys. D: Appl. Phys. **29** (1996), pp. 1831–1841
- [22]. C. Lampa, A.F.H. Kaplan, J. Powell and C. Magnusson, “*An analytical thermodynamic model of laser welding*”, Phys. D: Appl. Phys. **30** (1997), pp. 1293–1299
- [23]. K. Williams, “*Development of laser welding theory with correlation to experimental welding data*”, Laser Eng. **8** (1999), pp. 197–214
- [24]. W.W. Duley, “*Laser Welding*”, Ed. Wiley, New York, 1999
- [25]. J.Goldak, J. Moore, R. House, B. Patel, “*Computer Modelling of Heat Flow in Welds*”, Metallurgical Transactions B, Vol. 17B, Setembro 1986
- [26]. J. Goldak, A. Chakravarti, M. Bibby, “*A New Finite Element Model for Welding Heat Sources*”, Metallurgical Transactions B, Vol. 15B, Junho 1984
- [27]. Fornecido pela empresa DURIT
- [28]. A.D. Krawitz, D.G. Reichel and R. Hitterman, *Mater. Sci. Eng., All9* (1989) 127
- [29]. D.N. French, *J. Am. Ceram. Soc.*, 52 (1969) 271
- [30]. S. Ohman, E. Pärnama and S. Palmquist, *Jernkontorets Ann.*, 151 (1967) 126
- [31]. J. Gurland, *Trans. Am. Soc. Met.*, 50 (1958) 1063
- [32]. R. Bernard, *Jernkontorets Ann.*, 147 (1963) 22

-
- [33]. C.M. Sayers, *Mater. Sci. Eng.*, 91 (1987) 195
- [34]. D. Mari, A. D. Krawitz, J. W. Richardson and W. Benoit, “*Residual stress in WC-Co measured by neutron diffraction*”, *Materials Science and Engineering A*, Volume 209, Issues 1-2, May 1996, Pages 197-205
- [35]. Gruter M., “*Theses Untersuchungen in den systemen Co_C,Co_WC*“, Germany: Munster, 1959
- [36]. Daniel Delfosse, Nabih Cherradi and Bernard Ilschner, “*Numerical and experimental determination of residual stresses in graded materials*”, *Composites Part B: Engineering*, Volume 28, Issues 1-2, 1997, Pages 127-141
- [37]. Mustafa Toparli, Faruk Sen, Osman Culha and Erdal Celik, “*Thermal stress analysis of HVOF sprayed WC-Co/NiAl multilayer coatings on stainless steel substrate using finite element methods*”, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 190, Issues 1-3, 23 July 2007, Pages 26-32
- [38]. Gustaf Östberg, Katharina Buss, Mikael Christensen, Susanne Norgren, Hans-Olof Andrén, Daniele Mari, Göran Wahnström and Ingrid Reineck, “*Mechanisms of plastic deformation of WC-Co and Ti(C, N)-WC-Co*”, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Volume 24, Issues 1-2, January-March 2006, Pages 135-144
- [39]. Leblond J B, Mottet G and Devaux J C, 1986, “*A theoretical and numerical approach to the plastic behaviour of steels during phase transformations — I. Derivation of general relations*”, *J. Mech. Phys. Solids* **34** 395–409
- [40]. Leblond J B, Devaux J and Devaux J C., “*Mathematical modelling of transformation plasticity in steels I: case of ideal-plastic phases*”, *Int. J. Plast.*, **5**, 551–72, 1989
- [41]. Leblond J. B., Mottet G. and Devaux J. C., 1986, “*A theoretical and numerical approach to the plastic behaviour of steels during phase transformations—II. Study of classical plasticity for ideal-plastic phases*”, *J. Mech. Phys. Solids*, **34**, 411–32
- [42]. ANSYS Inc., Tutorial Térmico, “*Solidification of a cast*”
- [43]. Sjöström Sören, “*The Calculation of Quench Stresses in Steel*”, Linköping Studies in Science and Technology, Sweden, 1982
- [44]. José Pedro Rodrigues, “*Tecnologia Laser no processamento de materiais*”, dissertação de mestrado em Engenharia de Materiais, IST, 2007
- [45]. Hibbitt *et al.*, *Abaqus Theory Manual v. 5.8*, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc.
- [46]. ANSYS Inc. Theory Reference, Cap. 2 e 6, Element Library
- [47]. D. A. Porter, K. E. Easterling, “*Phase Transformations in metals and alloys*”, Ed. Chapman & Hall, 1992.

-
- [48]. Masubuchi, K., “*Analysis of Welded Structures*”, Pergamon Press, 1981
- [49]. Moura Branco, C.; Augusto Fernandes A.; Tavares de Castro P. M. S. – “Fadiga de estruturas soldadas”, - Fundação Calouste Gulbenkian , Lisboa, 1986, Cap. 6.1-6.2
- [50]. Francisco Bouzada, “Medida de las Tensiones Residuales Mediante el Método de “Hole Drilling” en Probetas de Metal Duro Soldadas Mediante Laser”, AIMEN, 11 Setembro 2007

8 Anexos

Anexo 1 – Programa MATLAB

```
%Provete 12
%
fid= fopen('provetel2_auto.txt','w');
%
%definir o tipo de analise
%
fprintf(fid,'! /COM, Structural \n');
fprintf(fid,'! /COM, Thermal \n');
%
%Geração de keypoints para criação de áreas
%
fprintf(fid,'K,1,0,0,0\n');
fprintf(fid,'K,2,0.0185,0,0\n');
fprintf(fid,'K,3,0.01999,0,0\n');
fprintf(fid,'K,4,0.02,0,0\n');
fprintf(fid,'K,8,0,0.0025,0\n');
fprintf(fid,'K,9,0.0185,0.0025,0\n');
fprintf(fid,'K,10,0.0198,0.0025,0\n');
fprintf(fid,'K,11,0.02,0.0025,0\n');
%
%Geração de áreas
%
fprintf(fid,'A,1,2,9,8\n');
fprintf(fid,'A,2,3,10,9\n');
fprintf(fid,'A,3,4,11,10\n');
%fprintf(fid,'A,4,5,12,11\n');
%fprintf(fid,'A,5,6,13,12\n');
%fprintf(fid,'A,6,7,14,13\n');
%
%Geração de volumes através de EXTRUDE
%
fprintf(fid,'VOFFST,1,.01,\n');
fprintf(fid,'VOFFST,2,.01,\n');
fprintf(fid,'VOFFST,3,400e-6,\n');
%
%geração dos volumes ao longo da zona de interacção com o laser
%
for i=0:23
    n=14+5*i
    fprintf(fid,'VOFFST,%f,400e-6,\n',n);
end

%Definição do tipo de elemento
%
fprintf(fid,'ET,1,SOLID70\n');
%
%Definição do nº do material
fprintf(fid,'MAT,1\n');
%
%definição das propriedades do GD50
%
%Modulo de elasticidade e coef de poisson
fprintf(fid,'MPTEMP,,,,,,,,\n');
fprintf(fid,'MPTEMP,1,293\n');
fprintf(fid,'MPTEMP,2,373\n');
fprintf(fid,'MPTEMP,3,473\n');
fprintf(fid,'MPTEMP,4,573\n');
fprintf(fid,'MPTEMP,5,673\n');
fprintf(fid,'MPTEMP,6,773\n');
```

```

fprintf(fid, 'MPTEMP,7,873\n');
fprintf(fid, 'MPTEMP,8,973\n');
fprintf(fid, 'MPTEMP,9,1073\n');
fprintf(fid, 'MPTEMP,10,1173\n');
fprintf(fid, 'MPTEMP,11,1273\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,EX,1,,398e9\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,EX,1,,387e9\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,EX,1,,375e9\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,EX,1,,364e9\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,EX,1,,330e9\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,EX,1,,298e9\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,EX,1,,243e9\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,EX,1,,192e9\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,EX,1,,163e9\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,EX,1,,110e9\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,EX,1,,60e9\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,PRXY,1,,.25\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,PRXY,1,,.25\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,PRXY,1,,.25\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,PRXY,1,,.25\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,PRXY,1,,.25\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,PRXY,1,,.25\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,PRXY,1,,.25\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,PRXY,1,,.25\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,PRXY,1,,.25\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,PRXY,1,,.25\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,PRXY,1,,.25\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,PRXY,1,,.25\n');
%
%bilinear isotropic hardening von mises
%
fprintf(fid, 'TB,BISO,1,6,2,\n');
fprintf(fid, 'TBTEMP,293\n');
fprintf(fid, 'TBDATA,,1005e6,502.5e6,,,,\n');
fprintf(fid, 'TBTEMP,473\n');
fprintf(fid, 'TBDATA,,769e6,384.5e6,,,,\n');
fprintf(fid, 'TBTEMP,673\n');
fprintf(fid, 'TBDATA,,664e6,332e6,,,,\n');
fprintf(fid, 'TBTEMP,873\n');
fprintf(fid, 'TBDATA,,380e6,190e6,,,,\n');
fprintf(fid, 'TBTEMP,1073\n');
fprintf(fid, 'TBDATA,,150e6,75e6,,,,\n');
fprintf(fid, 'TBTEMP,1273\n');
fprintf(fid, 'TBDATA,,30e6,15e6,,,,\n');
%
%densidade
%
fprintf(fid, 'MPTEMP,,,,,\n');
fprintf(fid, 'MPTEMP,1,0\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,DENS,1,,1320\n');
%
%condutividade
%
fprintf(fid, 'MPTEMP,,,,,\n');
fprintf(fid, 'MPTEMP,1,0\n');
fprintf(fid, 'MPDATA,KXX,1,,50\n');
%
%calor especifico
%
fprintf(fid, 'MPTEMP,,,,,\n');
fprintf(fid, 'MPTEMP,1,273\n');
fprintf(fid, 'MPTEMP,2,473\n');
fprintf(fid, 'MPTEMP,3,673\n');
fprintf(fid, 'MPTEMP,4,873\n');

```

```

fprintf(fid, 'MPTEMP,5,1073\n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,6,1273\n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,C,1,,126\n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,C,1,,153\n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,C,1,,166\n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,C,1,,174\n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,C,1,,180\n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,C,1,,185\n' );
%
%coeficiente de expansão linear
%
fprintf(fid, 'MPTEMP,,,,,,,, \n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,1,0 \n' );
fprintf(fid, 'MPDE,KXX,1 \n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,KXX,1,,50\n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,,,,,,,, \n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,1,0 \n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,ENTH,1,,5\n' );
fprintf(fid, 'MPDE,ENTH,1 \n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,,,,,,,, \n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,1,293\n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,2,373\n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,3,473\n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,4,573\n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,5,673\n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,6,773\n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,7,873\n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,8,973\n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,9,1073 \n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,10,1173 \n' );
fprintf(fid, 'MPTEMP,11,1273 \n' );
fprintf(fid, 'UIMP,1,REFT,,,293 \n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,ALPX,1,,6.3e-6 \n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,ALPX,1,,6.3e-6 \n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,ALPX,1,,6.35e-6 \n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,ALPX,1,,6.45e-6 \n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,ALPX,1,,6.6e-6 \n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,ALPX,1,,6.9e-6 \n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,ALPX,1,,7.2e-6 \n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,ALPX,1,,7.35e-6 \n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,ALPX,1,,7.45e-6 \n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,ALPX,1,,7.55e-6 \n' );
fprintf(fid, 'MPDATA,ALPX,1,,7.7e-6 \n' );

%merge dos keypoints, linhas e áreas e volumes
%
fprintf(fid, 'NUMMRG,ALL,1e-6,1e-6, ,LOW \n' );

%criação da malha
%zona refinada malha hex com 80um
fprintf(fid, 'ESIZE,80e-6,0, \n' );
fprintf(fid, 'MSHAPE,0,3D \n' );
fprintf(fid, 'MSHKEY,1\n' );
fprintf(fid, '!* \n' );
fprintf(fid, 'CM,_Y,VOLU\n' );
fprintf(fid, 'VSEL, , , , 3 \n' );
fprintf(fid, 'CM,_Y1,VOLU \n' );
fprintf(fid, 'CHKMSH,VOLU \n' );
%fprintf(fid, 'CHKMSH, 'VOLU' \n' );
fprintf(fid, 'CMSEL,S,_Y \n' );
fprintf(fid, '!* \n' );

```

```

fprintf(fid,'VMESH,_Y1 \n' );
fprintf(fid,'!* \n' );
fprintf(fid,'CMDELE,_Y \n' );
fprintf(fid,'CMDELE,_Y1 \n' );
fprintf(fid,'CMDELE,_Y2 \n' );
fprintf(fid,'!* \n' );
fprintf(fid,'CM,_Y,VOLU\n' );
fprintf(fid,'VSEL, , , , 2 \n' );
fprintf(fid,'CM,_Y1,VOLU \n' );
fprintf(fid,'CHKMSH,VOLU \n' );
fprintf(fid,'CHKMSH,'VOLU' \n' );
fprintf(fid,'CMSEL,S,_Y \n' );
fprintf(fid,'!* \n' );
fprintf(fid,'VMESH,_Y1 \n' );
fprintf(fid,'!* \n' );
fprintf(fid,'CMDELE,_Y \n' );
fprintf(fid,'CMDELE,_Y1 \n' );
fprintf(fid,'CMDELE,_Y2 \n' );
fprintf(fid,'!* \n' );
fprintf(fid,'NUMMRG,ALL,1e-6,1e-6, ,LOW \n' );
%zona grosseira malha tri de 500um
fprintf(fid,'ESIZE,500e-6,0, \n' );
fprintf(fid,'MSHAPE,1,3D \n' );
fprintf(fid,'MSHKEY,0\n' );
fprintf(fid,'CM,_Y,VOLU \n' );
fprintf(fid,'VSEL, , , , 1\n' );
fprintf(fid,'CM,_Y1,VOLU \n' );
fprintf(fid,'CHKMSH,VOLU \n' );
fprintf(fid,'CHKMSH,'VOLU' \n' );
fprintf(fid,'CMSEL,S,_Y \n' );
fprintf(fid,'!* \n' );
fprintf(fid,'VMESH,_Y1 \n' );
fprintf(fid,'!* \n' );
fprintf(fid,'CMDELE,_Y \n' );
fprintf(fid,'CMDELE,_Y1 \n' );
fprintf(fid,'CMDELE,_Y2 \n' );
fprintf(fid,'!* \n' );
fprintf(fid,'/UI,MESH,OFF\n' );
fprintf(fid,'NUMMRG,ALL,1e-006,1e-006, ,LOW \n' );

% Esta parte programa gera os comandos para o ANSYS
% que cria automaticamente um conjunto de Tabelas
%
%gerar Tabelas
%
%Número de Tabelas
N= 25;
%Incremento de tempo=tempo total/(n° divisões/2)
delta= (1/3)/((N+1)/2);
ti= 0;
tm= delta/2;
tf= delta;
til=(1/3)
tml=(1/3)+delta/2
tfl=(1/3)+delta

%
%Tabelas1_1:tab1_25 Q1=1.44647e12W/m3=Qmedio entre 0 e 200um
%
%Potencia máxima
%
MAX1= 1.44647e12;

```

```
for i=1:N
    fprintf(fid, '*DIM,tabl%d,TABLE,6,1,1\n',i);
    fprintf(fid, 'tabl%d(1)=0.00,%.3e,0.00,0,%.3e,0\n',i,MAX1,MAX1);
    fprintf(fid, 'tabl%d(1,0)=%f,%f,%f,%f,%f,%f\n',i,ti,tm,tf,t1l,t1l,tf1);
    ti= ti + delta/2;
    tm= tm + delta/2;
    tf= tf + delta/2;
    t1l=t1l+delta/2
    t1l=t1l + delta/2
    tf1=tf1 + delta/2
end

%Carregar as Tabelas
for n=0:24
    volum=3+n
    NT=n+1
    fprintf(fid, 'BFV,%d,HGEN,%%tabl%d%%\n',volum,NT);
end

fclose(fid);
```

Anexo 2 - “Log file” da modelação térmica 2D

```
/COM,ANSYS RELEASE 11.0 UP20070125 01:43:52
05/30/2008
! MPTEMP,,,,,,,,
! MPTEMP,1,273
! MPTEMP,2,473
! MPTEMP,3,673
! MPTEMP,4,873
! MPTEMP,5,973
! MPTEMP,6,974
! MPTEMP,7,1073
! MPDE,C,2
! MPDATA,C,2,,477
! MPDATA,C,2,,535
! MPDATA,C,2,,615
! MPDATA,C,2,,725
! MPDATA,C,2,,900
! MPDATA,C,2,,680
! MPDATA,C,2,,600
! MPTEMP,,,,,,,,
! MPTEMP,1,255.37
! MPTEMP,2,1723.7
! MPTEMP,3,1783.2
! MPTEMP,4,1852.6
! MPDE,ENTH,2
! MPDATA,ENTH,2,,7.8886E-031
! MPDATA,ENTH,2,,8.2475E+009
! MPDATA,ENTH,2,,1.0546E+010
! MPDATA,ENTH,2,,1.1216E+010
! MPTEMP,,,,,,,,
! MPTEMP,1,273
! MPTEMP,2,473
! MPTEMP,3,873
! MPTEMP,4,973
! MPTEMP,5,974
! MPTEMP,6,1073
! MPTEMP,7,1273
! MPTEMP,8,155e9
! MPDE,EX,2
! MPDE,NUXY,2
! MPDE,PRXY,2
! MPDATA,EX,2,,2.1E+011
! MPDATA,EX,2,,200e9
! MPDATA,EX,2,,155e9
! MPDATA,EX,2,,145e9
! MPDATA,EX,2,,120e9
! MPDATA,EX,2,,100e9
! MPDATA,EX,2,,55e9
! MPDATA,EX,2,,180e9
! MPDATA,PRXY,2,,0.3
! MPDATA,PRXY,2,,0
! MPDATA,PRXY,2,,
! MPDATA,PRXY,2,,
! MPDATA,PRXY,2,,
! MPDATA,PRXY,2,,
! MPDATA,PRXY,2,,
! MPDATA,PRXY,2,,0
! MPTEMP,,,,,,,,
! MPTEMP,1,273
! MPTEMP,2,473
! MPTEMP,3,673
! MPTEMP,4,873
! MPTEMP,5,973
! MPTEMP,6,974
! MPTEMP,7,1073
! MPTEMP,8,1273
! UIMP,2,REFT,,298
! MPDE,ALPX,2
! MPDATA,ALPX,2,,1.2E-005
! MPDATA,ALPX,2,,14e-6
! MPDATA,ALPX,2,,17e-6
! MPDATA,ALPX,2,,20.5e-6
! MPDATA,ALPX,2,,21.7e-6
! MPDATA,ALPX,2,,21.15e-6
```

```
! MPDATA,ALPX,2,,21.15e-6
! MPDATA,ALPX,2,,21.15e-6
! MPTEMP,,,,,,,,
! MPTEMP,1,0
! MPDE,KXX,2
! MPDATA,KXX,2,,42
!*
/NOPR
/PMETH,OFF,0
KEYW,PR_SET,1
KEYW,PR_STRUC,1
KEYW,PR_THERM,1
KEYW,PR_FLUID,0
KEYW,PR_ELMAG,0
KEYW,MAGNOD,0
KEYW,MAGEDG,0
KEYW,MAGHFE,0
KEYW,MAGELC,0
KEYW,PR_MULTI,1
KEYW,PR_CFD,0
/GO
!*
/COM,
/COM,Preferences for GUI filtering have been set to display:
/COM, Structural
/COM, Thermal
!*
/PREP7
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,273
MPTEMP,2,473
MPTEMP,3,673
MPTEMP,4,873
MPTEMP,5,973
MPTEMP,6,974
MPTEMP,7,1073
MPDE,C,2
MPDATA,C,2,,477
MPDATA,C,2,,535
MPDATA,C,2,,615
MPDATA,C,2,,725
MPDATA,C,2,,900
MPDATA,C,2,,680
MPDATA,C,2,,600
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,255.37
MPTEMP,2,1723.7
MPTEMP,3,1783.2
MPTEMP,4,1852.6
MPDE,ENTH,2
MPDATA,ENTH,2,,7.8886E-031
MPDATA,ENTH,2,,8.2475E+009
MPDATA,ENTH,2,,1.0546E+010
MPDATA,ENTH,2,,1.1216E+010
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,273
MPTEMP,2,473
MPTEMP,3,873
MPTEMP,4,973
MPTEMP,5,974
MPTEMP,6,1073
MPTEMP,7,1273
MPTEMP,8,155e9
MPDE,EX,2
MPDE,NUXY,2
MPDE,PRXY,2
MPDATA,EX,2,,2.1E+011
MPDATA,EX,2,,200e9
MPDATA,EX,2,,155e9
MPDATA,EX,2,,145e9
MPDATA,EX,2,,120e9
MPDATA,EX,2,,100e9
MPDATA,EX,2,,55e9
```

MPDATA,EX,2,,180e9
 MPDATA,PRXY,2,,0.3
 MPDATA,PRXY,2,,0
 MPDATA,PRXY,2,,
 MPDATA,PRXY,2,,
 MPDATA,PRXY,2,,
 MPDATA,PRXY,2,,
 MPDATA,PRXY,2,,
 MPDATA,PRXY,2,,0
 MPTEMP,,,,,,,,
 MPTEMP,1,273
 MPTEMP,2,473
 MPTEMP,3,673
 MPTEMP,4,873
 MPTEMP,5,973
 MPTEMP,6,974
 MPTEMP,7,1073
 MPTEMP,8,1273
 UIMP,2,REFT,,298
 MPDE,ALPX,2
 MPDATA,ALPX,2,,1.2E-005
 MPDATA,ALPX,2,,14e-6
 MPDATA,ALPX,2,,17e-6
 MPDATA,ALPX,2,,20.5e-6
 MPDATA,ALPX,2,,21.7e-6
 MPDATA,ALPX,2,,21.15e-6
 MPDATA,ALPX,2,,21.15e-6
 MPDATA,ALPX,2,,21.15e-6
 MPTEMP,,,,,,,,
 MPTEMP,1,0
 MPDE,KXX,2
 MPDATA,KXX,2,,42
 MPTEMP,,,,,,,,
 MPTEMP,1,273
 MPTEMP,2,473
 MPTEMP,3,673
 MPTEMP,4,873
 MPTEMP,5,1073
 MPTEMP,6,1273
 MPDE,C,1
 MPDATA,C,1,,126
 MPDATA,C,1,,153
 MPDATA,C,1,,166
 MPDATA,C,1,,174
 MPDATA,C,1,,180
 MPDATA,C,1,,185
 MPTEMP,,,,,,,,
 MPTEMP,1,273
 MPTEMP,2,473
 MPTEMP,3,673
 MPTEMP,4,873
 MPTEMP,5,1073
 MPTEMP,6,1273
 MPDE,KXX,1
 MPDATA,KXX,1,,34.3
 MPDATA,KXX,1,,28.5
 MPDATA,KXX,1,,23.9
 MPDATA,KXX,1,,20.9
 MPDATA,KXX,1,,18
 MPDATA,KXX,1,,14.7
 MPTEMP,,,,,,,,
 MPTEMP,1,293
 MPTEMP,2,373
 MPTEMP,3,473
 MPTEMP,4,573
 MPTEMP,5,673
 MPTEMP,6,773
 MPTEMP,7,873
 MPTEMP,8,973
 MPTEMP,9,1073
 MPTEMP,10,1173
 MPTEMP,11,1273
 MPDE,EX,1
 MPDE,NUXY,1
 MPDE,PRXY,1
 MPDATA,EX,1,,480e9
 MPDATA,EX,1,,474e9

MPDATA,EX,1,,470e9
 MPDATA,EX,1,,450e9
 MPDATA,EX,1,,430e9
 MPDATA,EX,1,,420e9
 MPDATA,EX,1,,390e9
 MPDATA,EX,1,,315e9
 MPDATA,EX,1,,270e9
 MPDATA,EX,1,,198e9
 MPDATA,EX,1,,110e9
 MPDATA,PRXY,1,,23
 MPDATA,PRXY,1,,23
 MPDATA,PRXY,1,,23
 MPDATA,PRXY,1,,23
 MPDATA,PRXY,1,,23
 MPDATA,PRXY,1,,23
 MPDATA,PRXY,1,,23
 MPDATA,PRXY,1,,23
 MPDATA,PRXY,1,,23
 MPDATA,PRXY,1,,23
 MPDATA,PRXY,1,,23
 MPTEMP,,,,,,,,
 MPTEMP,1,293
 MPTEMP,2,373
 MPTEMP,3,473
 MPTEMP,4,573
 MPTEMP,5,673
 MPTEMP,6,773
 MPTEMP,7,873
 MPTEMP,8,973
 MPTEMP,9,1073
 MPTEMP,10,1173
 MPTEMP,11,1273
 UIMP,1,REFT,,298
 MPDE,ALPX,1
 MPDATA,ALPX,1,,5.8e-6
 MPDATA,ALPX,1,,5.8e-6
 MPDATA,ALPX,1,,5.8e-6
 MPDATA,ALPX,1,,5.9e-6
 MPDATA,ALPX,1,,6e-6
 MPDATA,ALPX,1,,6.1e-6
 MPDATA,ALPX,1,,6.25e-6
 MPDATA,ALPX,1,,6.5e-6
 MPDATA,ALPX,1,,6.8e-6
 MPDATA,ALPX,1,,6.9e-6
 MPDATA,ALPX,1,,7.1e-6
 TB,BISO,1,6,2
 TBTEMP,293
 TBDATA,,1790e9,,,,
 TBTEMP,473
 TBDATA,,1428e9,,,,
 TBTEMP,673
 TBDATA,,729e9,,,,
 TBTEMP,873
 TBDATA,,400e9,,,,
 TBTEMP,1073
 TBDATA,,160e9,,,,
 TBTEMP,1273
 TBDATA,,40e9,,,,
 FINISH
 /PREP7
 !*
 !*
 /GO
 DL,P51X, ,TEMP,298,0
 !*
 /NOPR
 /PMETH,OFF,0
 KEYW,PR_SET,1
 KEYW,PR_STRUC,0
 KEYW,PR_THERM,1
 KEYW,PR_FLUID,0
 KEYW,PR_ELMAG,0
 KEYW,MAGNOD,0
 KEYW,MAGEDG,0
 KEYW,MAGHFE,0
 KEYW,MAGELC,0
 KEYW,PR_MULT1,0


```

KEYW,PR_CFD,0
/GO
!*
/COM,
/COM,Preferences for GUI filtering have been set to display:
/COM, Thermal
!*
FLST,2,2,4,ORDE,2
FITEM,2,1
FITEM,2,15
!*
/GO
DL,P51X, ,TEMP,298,0
FLST,2,2,4,ORDE,2
FITEM,2,1
FITEM,2,15
DLDELE,P51X,TEMP
!*
/NOPR
/PMETH,OFF,0
KEYW,PR_SET,1
KEYW,PR_STRUC,1
KEYW,PR_THERM,0
KEYW,PR_FLUID,0
KEYW,PR_ELMAG,0
KEYW,MAGNOD,0
KEYW,MAGEDG,0
KEYW,MAGHFE,0
KEYW,MAGELC,0
KEYW,PR_MULT1,0
KEYW,PR_CFD,0
/GO
!*
/COM,
/COM,Preferences for GUI filtering have been set to display:
/COM, Thermal
!*
FLST,2,2,4,ORDE,2
FITEM,2,1
FITEM,2,15
!*
/GO
DL,P51X, ,TEMP,298,0
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,4
!*
TRNOPT,FULL
LUMPM,0
!*
!*
SOLCONTROL,ON,0,NOPL
!*

```

```

FLST,2,60251,1,ORDE,2
FITEM,2,1
FITEM,2,-60251
IC,P51X,TEMP,298,
FINISH
/PREP7
!*
KEYOPT,1,2,3
FINISH
/SOL
!*
TIME,0.5
AUTOTS,-1
DELTIM,.01,.001,.025,1
KBC,0
!*
TSRES,ERASE
!*
OUTRES,ALL,ALL,
SAVE,'7b','db','C:\Ansys_jobs\disimilares\7B\
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
PLNS,TEMP,
ANTIME,30,0.5, ,1,0,0,0
!*
/CWD,'C:\Ansys_jobs\disimilares\7B\tensoes'
FINISH
/SOL
FINISH
/PREP7
!*
FINISH
!*
SOLCONTROL,ON,0,NOPL
!*
NSUBST,0.01,0.001,0.025
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,15
STAOPT,VT
RATE,1
RESCTRL,DEFINE,ALL,5,10
TIME,.5
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,15
NCNV,0,0,0,0,0
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1

```

Anexo 3 – “Log file” da modelação térmica 3D

```

/BATCH
!/COM,ANSYS RELEASE 11.0  UP20070125  01:05:09
09/18/2008
/input,menust,tmp,".....,1
!/GRA,POWER
!/GST,ON
!/PLO,INFO,3
!/GRO,CURL,ON
!/CPLANE,1
!/REPLOT,RESIZE
WPSTYLE,,,,,0
/CWD,'D:\ANSYS\similares setembro\provete5duaschapas'
/PREP7
!*
/NOPR
/PMETH,OFF,0
KEYW,PR_SET,1
KEYW,PR_STRUC,1
KEYW,PR_THERM,1
KEYW,PR_FLUID,0
KEYW,PR_ELMAG,0
KEYW,MAGNOD,0
KEYW,MAGEDG,0
KEYW,MAGHFE,0
KEYW,MAGELC,0
KEYW,PR_MULTI,1
KEYW,PR_CFD,0
/GO
!*
!/COM,
!/COM,Preferences for GUI filtering have been set to display:
!/COM, Structural
!/COM, Thermal
!*
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5duaschapas_0,0
!*
/TITLE,provete5duaschapas_0
/PREP7
!*
ET,1,SOLID70
!*
/INPUT,'provete_5','txt','L:\tiago setembro',, 0
ESIZE,150e-6,0,
MSHAPE,0,3D
MSHKEY,1
!*
FLST,5,50,6,ORDE,5
FITEM,5,5
FITEM,5,-28
FITEM,5,55
FITEM,5,57
FITEM,5,-81
CM,_Y,VOLU
VSEL,, ,P51X
CM,_Y1,VOLU
CHKMSH,'VOLU'
CMSEL,S,_Y
!*
VMESH,_Y1
!*
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1
CMDELE,_Y2
!*
FLST,5,2,6,ORDE,2
FITEM,5,82
FITEM,5,-83
CM,_Y,VOLU
VSEL,, ,P51X
CM,_Y1,VOLU
CHKMSH,'VOLU'
CMSEL,S,_Y
!*
VSWEEP,_Y1
!*
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1
CMDELE,_Y2
!*
! VPLOT
ESIZE,2.5e-3,0,
FLST,5,2,6,ORDE,2
FITEM,5,1
FITEM,5,56
CM,_Y,VOLU
VSEL,, ,P51X
CM,_Y1,VOLU
CHKMSH,'VOLU'
CMSEL,S,_Y
!*
VMESH,_Y1
!*
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1
CMDELE,_Y2
!*
NUMMRG,ALL,1e-6,1e-6, ,LOW
!/VIEW,1,1,1,1
!/ANG,1
!/REP,FAST
FLST,2,2,5,ORDE,2
FITEM,2,8
FITEM,2,280
!*
/GO
DA,P51X,TEMP,298
/UI,MESH,OFF
!/VIEW,1,,,1
!/ANG,1
!/REP,FAST
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,4
!*
TRNOPT,FULL
LUMPM,0
!*
!*
SOLCONTROL,ON,0,NOPL
!*
FLST,2,45144,1,ORDE,2
FITEM,2,1
FITEM,2,-45144
IC,P51X,TEMP,298,
FLST,2,31464,1,ORDE,14
FITEM,2,1
FITEM,2,-8856
FITEM,2,8933
FITEM,2,-9598
FITEM,2,9674
FITEM,2,-9682
FITEM,2,9684
FITEM,2,-9692
FITEM,2,10985
FITEM,2,-11443
FITEM,2,11461
FITEM,2,-11613
FITEM,2,12889
FITEM,2,-34200
IC,P51X,TEMP,573,
!*
TIME,1

```

AUTOTS,-1
DELTIM,.01,.001,.025,1
KBC,0
!*
TSRES,ERASE
!*
OUTRES,ALL,ALL,
!/GST,1

RATE,1
NCNV,0,0,0,0,0,
! SAVE, provete5duaschapas_0,db,
! /COM,ANSYS RELEASE 11.0 UP20070125 05:24:13
10/03/2008
! LGWRITE,log
provete5',lgw',C:\DOCUME~1\ENGTIA~1\Desktop\COMME
NT

Anexo 4 – Resultados térmicos dos provetes dissimilares

Provete 2D

Nas Figuras I a IV é possível visualizar a distribuição de temperaturas nos provetes 2D, 3C, 7B e 11B, respectivamente. Destas Figuras verifica-se que para um tempo de soldadura de 0,123838 s a temperatura máxima calculada é apresentada na Tabela I. Por sobreposição das malhas é possível medir as extensões da ZTA e da ZF. Os valores medidos são apresentadas na mesma Tabela.

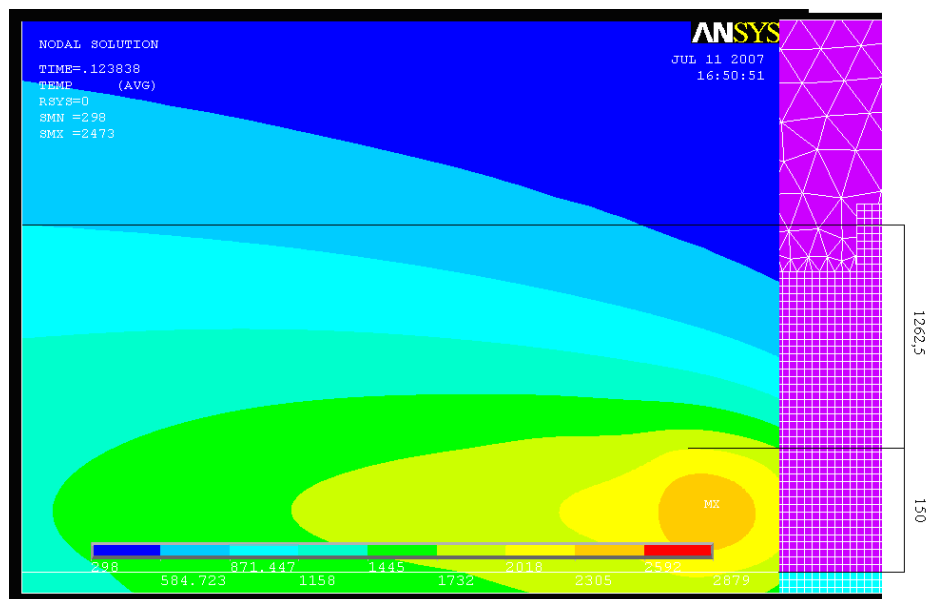


Figura I - Extensão da ZF e da ZTA do provete 2D

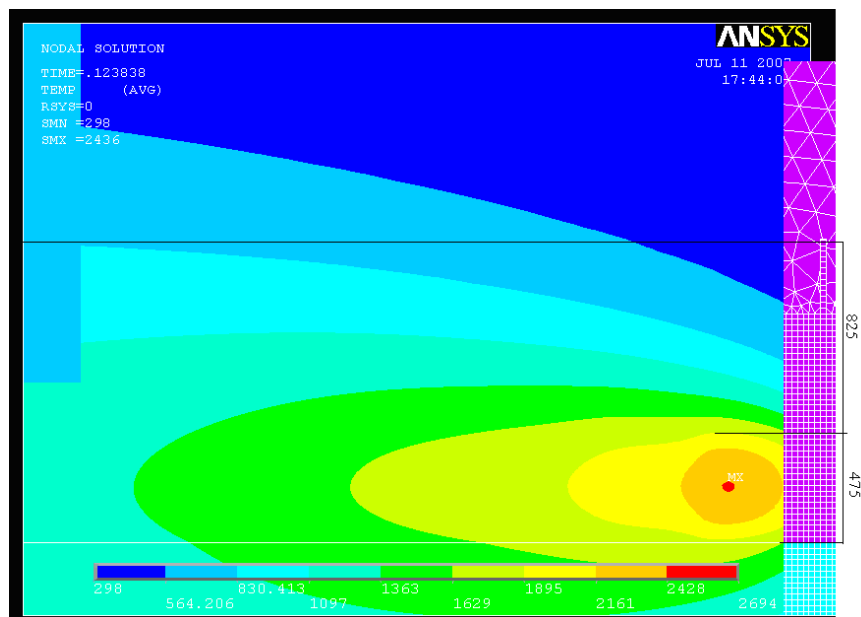


Figura II - Extensão da ZF e da ZTA do provete 3C

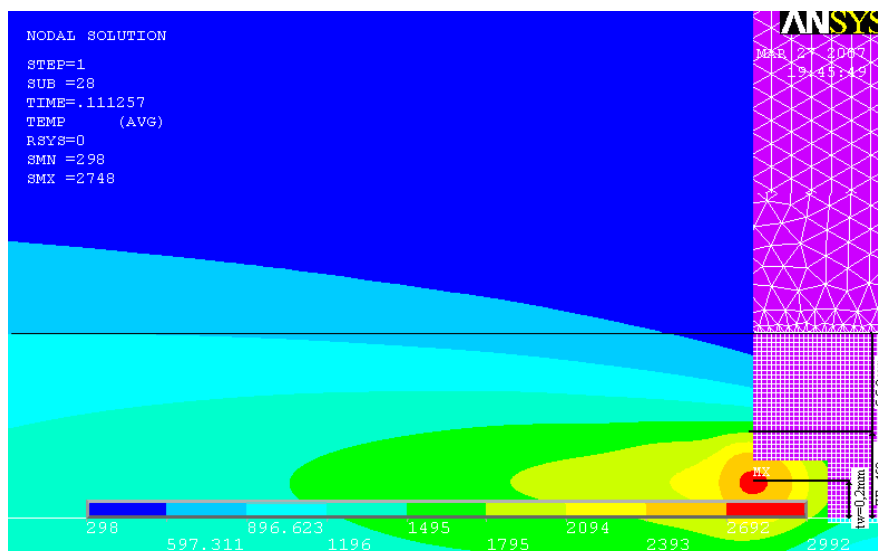


Figura III - Extensão da ZF e da ZTA do provete 7B

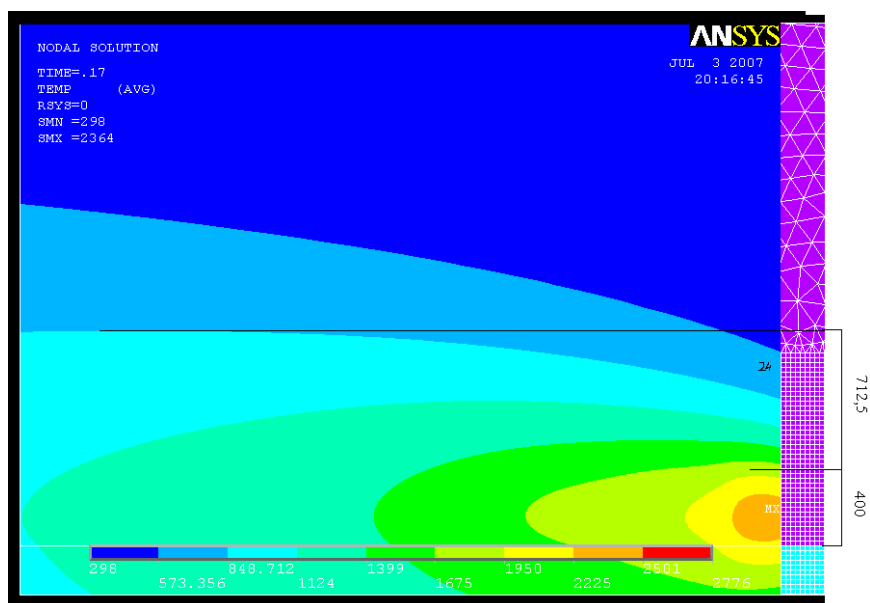


Figura IV - Extensão da ZF e da ZTA do provete 11B

Referência do provete	T max (K)	ZF (μm)	ZTA (μm)
2D	2473	150	1262
3C	2436	475	825
7B	2748	475	825
11B	2364	400	712

Tabela I - Resumo das temperaturas máximas e das extensões das zonas fundida e termicamente afectada nos provetes dissimilares estudados

Anexo 5 – Resultados térmicos dos provetes similares

Provete 5

Na Figura V pode-se observar a distribuição de temperaturas durante a passagem do laser em $t = 0,124949$ s. Através da sobreposição da malha às distribuições de temperaturas num determinado instante é possível determinar as extensões das ZF e ZTA, com $133,2 \mu\text{m}$ e $765,9 \mu\text{m}$ respectivamente.

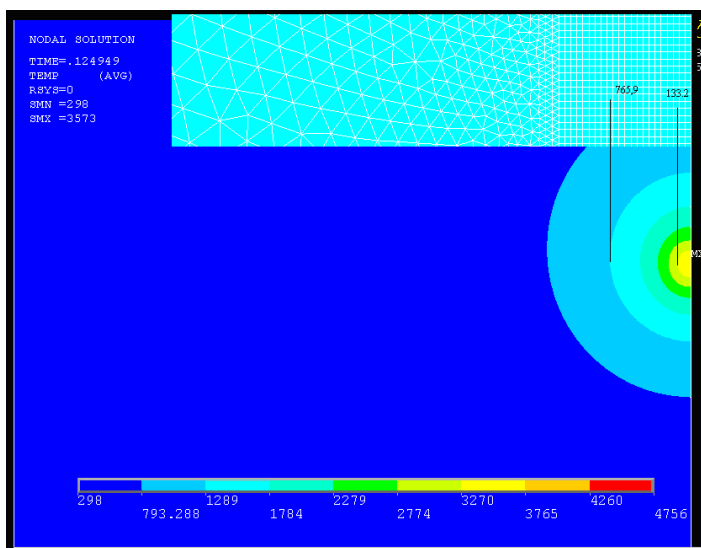


Figura V - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 5 durante as duas passagens do laser

Através da análise do Gráfico I T(t), é possível visualizar os tempos de aquecimento e arrefecimento durante a passagem do laser, as transformações de fase que ocorrem no MD visíveis durante a fase de arrefecimento. A temperatura máxima atingida durante a modelação foi de cerca de 3500 K.

Durante a passagem do laser, a velocidade de aquecimento ($t = [0, 0,144]$ s) foi de 20833 K/s e a velocidade de arrefecimento até aos 400 K ($t = [0,144; 0,256]$ s) foi de 28330 K/s.

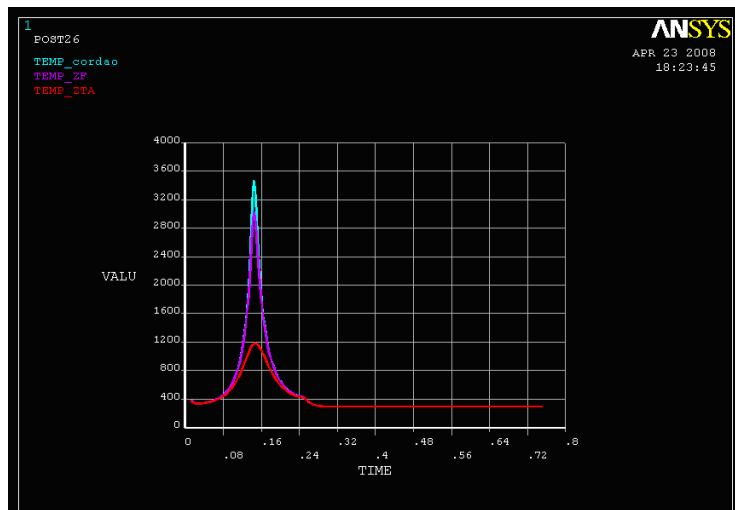


Gráfico I - T(t) do provete 5, respeitantes a nós localizados no centro do cordão, no da ZF e na Extremidade da ZTA em azul, roxo e vermelho, respectivamente

Provete 7

Nas Figuras VI e VII podem-se observar as distribuições de temperatura durante as duas passagens do laser em $t = 0,179597$ s e $t = 0,77978$ s, respectivamente. Através da sobreposição da malha às distribuições de temperaturas num determinado instante é possível determinar as extensões das ZF e ZTA, com 200 μm e 133,2 μm respectivamente.

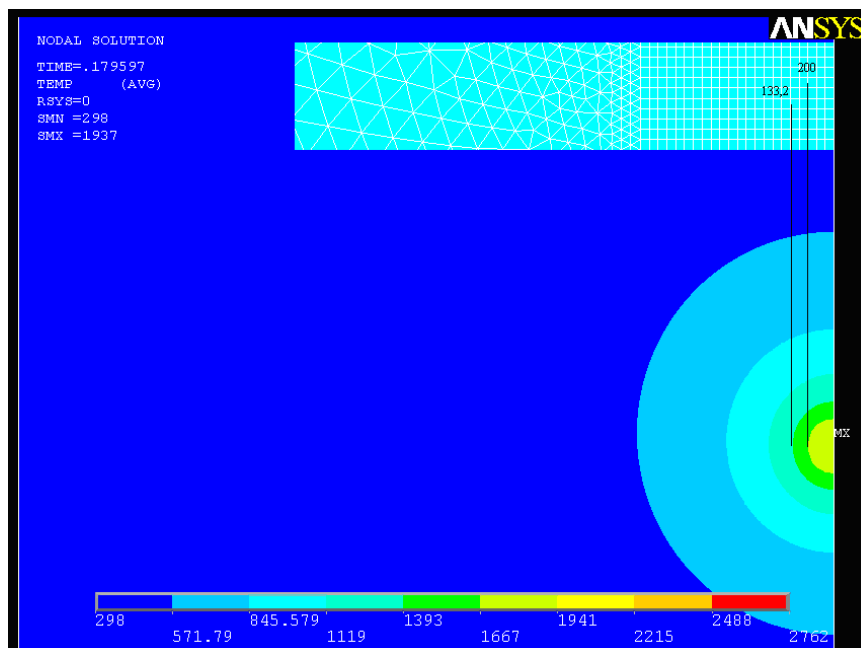


Figura VI - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 7 durante a primeira passagem do laser

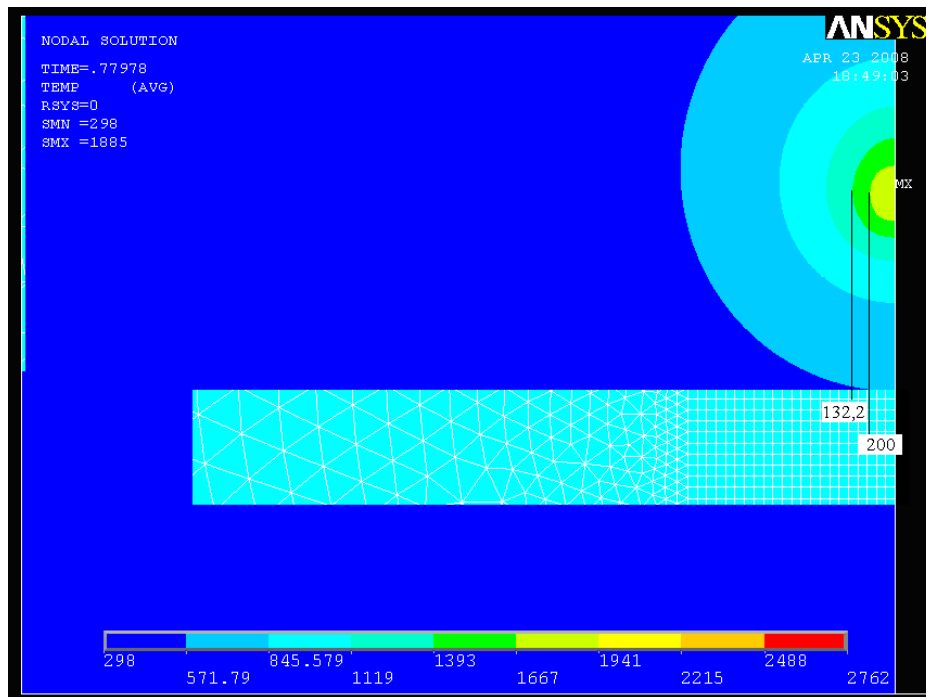


Figura VII - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 7 durante a segunda passagem do laser

Através da análise do Gráfico II T(t), é possível visualizar os tempos de aquecimento e arrefecimento de cada passagem do laser, assim como as transformações de fase que ocorrem no MD durante as fases de arrefecimento. As temperaturas máximas atingidas foram 1937 e 1885 K na primeira e segundas passagens do laser, respectivamente.

Durante a primeira e a segunda passagem do laser, a velocidade de aquecimento ($t = [0, 0,175]$ s e $t = [0,675; 0,85]$ s) foi de 6154 K/s e a velocidade de arrefecimento até aos 400 K ($t = [0,175; 0,25]$ s e $t = [0,85; 0,95]$ s) foi de 18333 K/s.

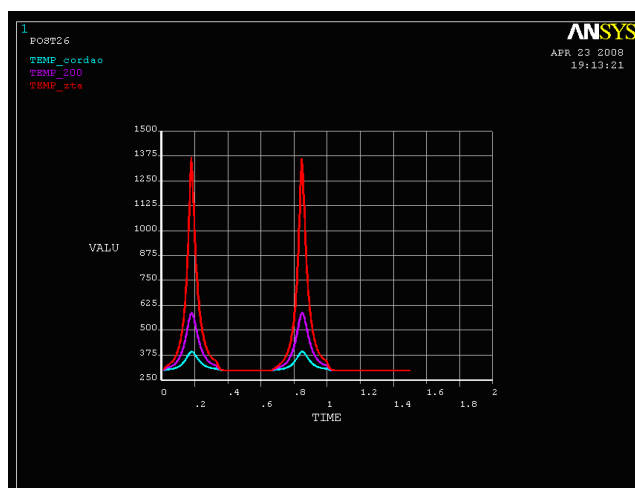


Gráfico II - T(t) do provete 7, respeitantes a nós localizados no centro do cordão, no da ZF e na Extremidade da ZTA em azul roxo e vermelho, respectivamente

Provete 11

Nas Figuras VIII e IX podem-se observar as distribuições de temperatura durante as duas passagens do laser em $t = 0,245328$ s e $t = 0,887601$ s, respectivamente. Através da sobreposição da malha às distribuições de temperaturas num determinado instante é possível determinar as extensões das ZF e ZTA, com $266,4\mu\text{m}$ e $2365,8\mu\text{m}$ respectivamente durante a primeira passagem e $133,2\mu\text{m}$ e $4766,4\mu\text{m}$ durante a segunda passagem do laser. As temperaturas máximas atingidas durante as duas passagens do laser foram 2785 e 2969 K, respectivamente.

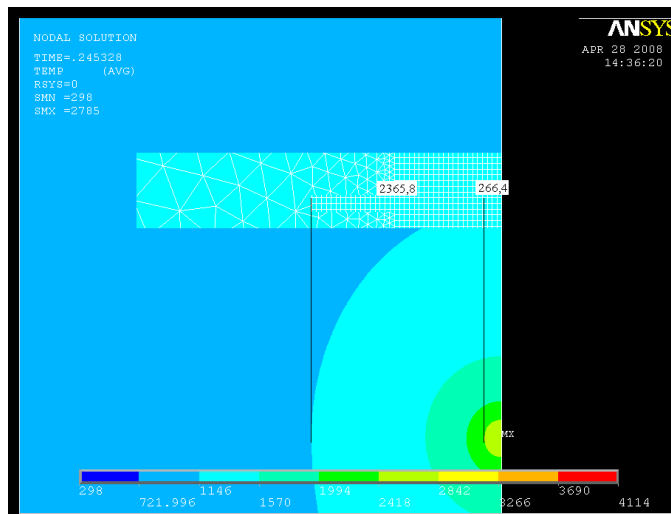


Figura VIII - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 11 durante a primeira passagem do laser

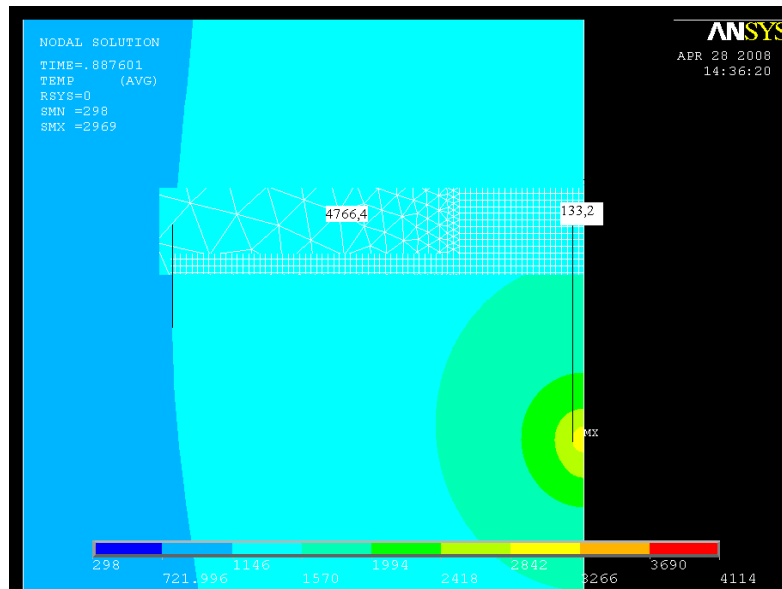


Figura IX - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 11 durante a segunda passagem do laser

Através da análise do Gráfico III T(t), relativo ao provete 11 em que foi apoiado sobre uma base de silício é possível visualizar os períodos de aquecimento e de arrefecimento de cada passagem do laser. Devido à baixa condutividade térmica do silício os tempos de

arrefecimento foram maiores, não dando tempo para o material arrefecer entre as duas passagens do laser, aumentando assim a temperatura máxima atingida durante as segunda passagem do laser. Através dos Gráficos T(t) também é possível ver as transformações de fase que ocorrem no material durante as fases de arrefecimento.

Durante a primeira passagem do laser, a velocidade de aquecimento ($t = [0, 0,18]$ s) foi de 9316 K/s e a velocidade de arrefecimento até aos 400 K ($t = [0,18; 0,6]$ s) foi de 3571 K/s. Durante a segunda passagem do laser a velocidade de aquecimento entre os 400 K e a temperatura máxima ($t = [0,6; 0,84]$ s) foi de 7916 K/s, enquanto que a velocidade de arrefecimento até aos 400 K ($t = [0,84; 1,4]$ s) foi de 3035 K/s.

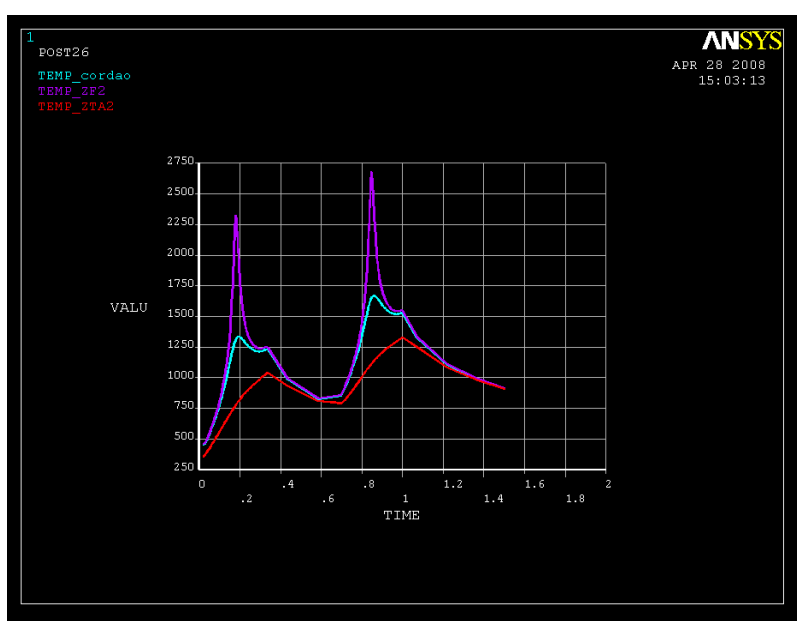


Gráfico III - T(t) do provete 11, respeitantes a nós localizados no centro do cordão, no da ZF e na extremidade da ZTA em azul, roxo e vermelho, respectivamente durante as duas passagens do laser

Proвете 12

Nas Figuras X e XI podem-se observar as distribuições de temperatura durante as duas passagens do laser em $t = 0,255466$ s e $t = 0,88523$ s, respectivamente. Através da sobreposição da malha às distribuições de temperaturas num determinado instante é possível determinar as extensões das ZF e ZTA, com 66,6 μ m e 233,1 μ m respectivamente durante a primeira passagem e 30 μ m e 297,7 μ m durante a segunda passagem do laser. As temperaturas máximas atingidas durante a primeira e segunda passagens do laser foram 1963 e 1940 K, respectivamente.

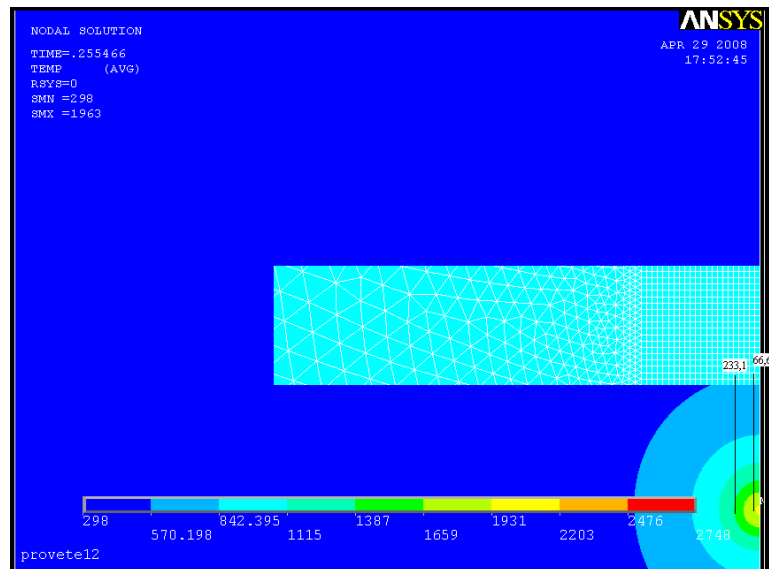


Figura X - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 12 durante a primeira passagem do laser

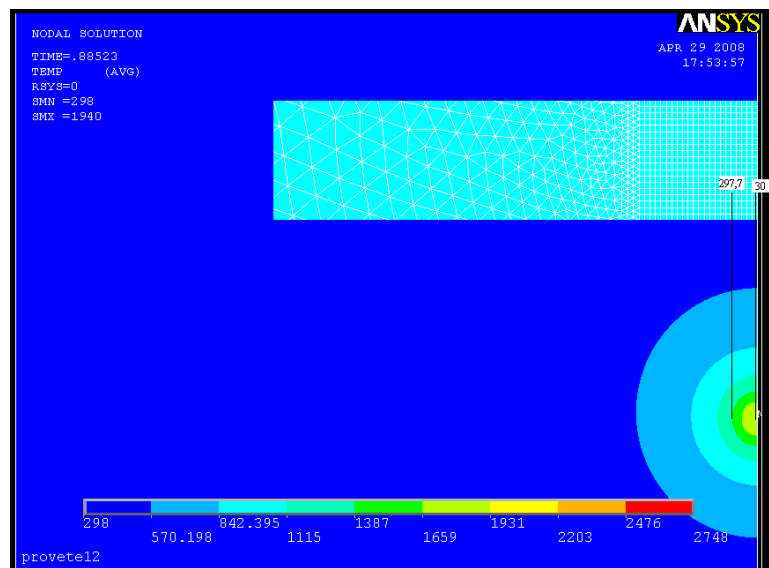


Figura XI - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita, do provete 12 durante a segunda passagem do laser

Através da análise dos Gráficos T(t) relativos é possível visualizar os tempos de aquecimento e arrefecimento de cada passagem do laser, assim como as transformações de fase que ocorrem no MD durante as fases de arrefecimento.

Durante a primeira passagem do laser, a velocidade de aquecimento ($t = [0, 0,17]$ s) foi de 10011 K/s e a velocidade de arrefecimento até aos 400 K ($t = [0,17; 0,28]$ s) foi de 14545 K/s. Durante a segunda passagem do laser a velocidade de aquecimento entre os 298 K e a temperatura máxima ($t = [0,7; 0,84]$ s) foi de 12157 K/s, enquanto que a velocidade de arrefecimento até aos 400 K ($t = [0,84; 0,94]$ s) foi de 16000 K/s.

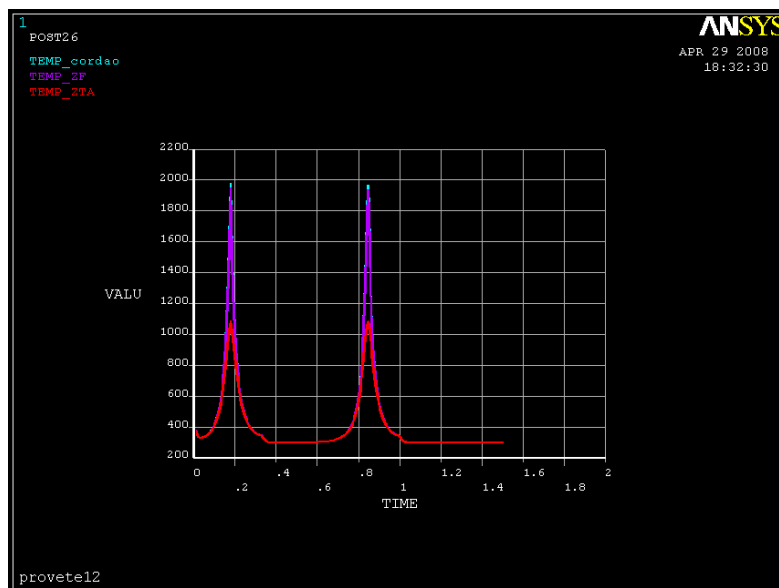


Gráfico IV - $T(t)$ do provete 12, respeitantes a nós localizados no centro do cordão, no da ZF e na extremidade da ZTA em azul, roxo e vermelho, respectivamente, durante as duas passagens do laser

Provete 13

Nas Figuras XII e XIII podem-se observar as distribuições de temperatura durante as duas passagens do laser em $t = 0,115309$ s e $t = 0,663951$ s, respectivamente. Através da sobreposição da malha às distribuições de temperaturas num determinado instante é possível determinar as extensões das ZF e ZTA, com $132,2 \mu\text{m}$ e $599,4 \mu\text{m}$ respectivamente. As temperaturas máximas durante a primeira e a segunda passagens foram 3626 K e 3571 K, respectivamente.

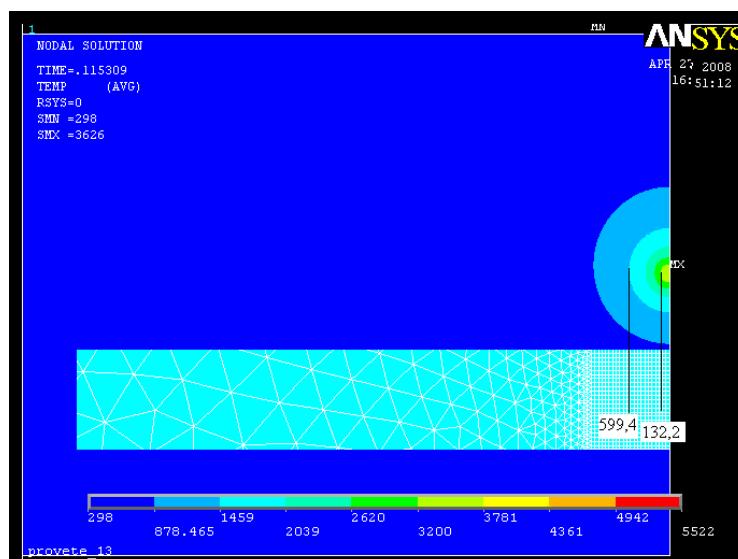


Figura XII - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita do provete 13 durante a primeira passagem do laser

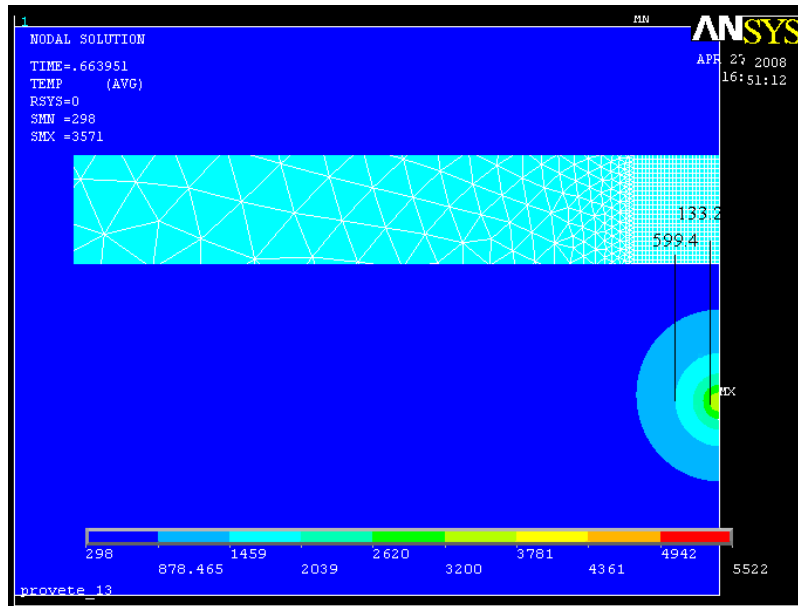


Figura XIII - Extensão da ZF [μm], à esquerda e da ZTA [μm], à direita do provete 13 durante a segunda passagem do laser

Através da análise do Gráfico V T(t), relativo é possível visualizar os tempos de aquecimento e arrefecimento de cada passagem do laser, assim como as transformações de fase que ocorrem no MD durante as fases de arrefecimento.

Durante a primeira passagem do laser, a velocidade de aquecimento ($t = [0, 0,125]$ s) foi de 19016 K/s e a velocidade de arrefecimento até aos 400 K ($t = [0,125; 0,2125]$ s) foi de 29714 K/s. Durante a segunda passagem do laser a velocidade de aquecimento entre os 400 K e a temperatura máxima ($t = [0,69; 0,84]$ s) foi de 10833 K/s, enquanto que a velocidade de arrefecimento até aos 400 K ($t = [0,625; 0,7125]$ s) foi de 29714 K/s.

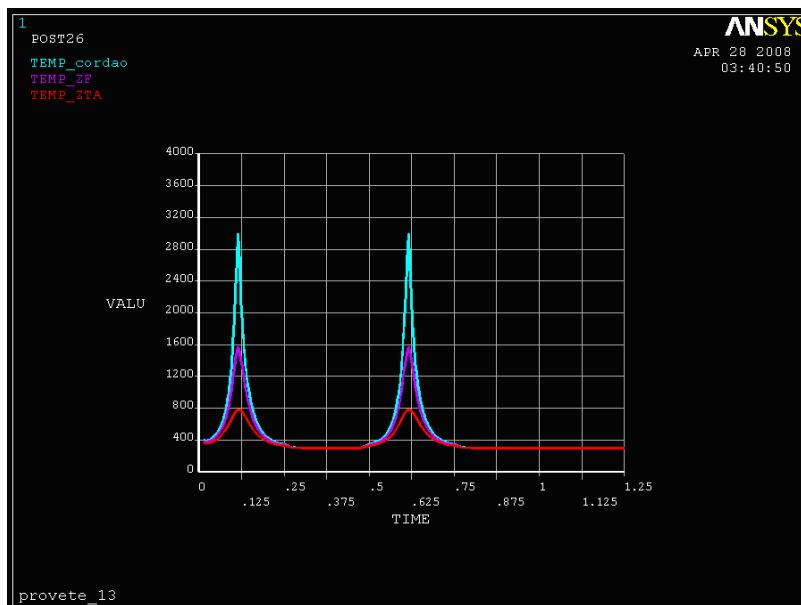


Gráfico V - T(t) do provete 13, respeitantes a nós localizados no centro do cordão, no da ZF e na Extremidade da ZTA em azul roxo e vermelho, respectivamente, durante as duas passagens do laser

Anexo 6 - “Log file” da modelação de tensões residuais 2D

```
/PREP7
etchng,tts
LSCLEAR,ALL
! /VIEW,1,1,1,1
! /ANG,1
! /REP,FAST
FLST,3,3,5,ORDE,3
FITEM,3,5
FITEM,3,8
FITEM,3,13
AGEN,2,P51X,,,,,0
FLST,2,3,5,ORDE,2
FITEM,2,10
FITEM,2,-12
!*
/GO
DA,P51X,ALL,
! APLOTT
FLST,2,25,5,ORDE,25
FITEM,2,16
FITEM,2,21
FITEM,2,26
FITEM,2,31
FITEM,2,36
FITEM,2,41
FITEM,2,46
FITEM,2,51
FITEM,2,56
FITEM,2,61
FITEM,2,66
FITEM,2,71
FITEM,2,76
FITEM,2,81
FITEM,2,86
FITEM,2,91
FITEM,2,96
FITEM,2,101
FITEM,2,106
FITEM,2,111
FITEM,2,116
FITEM,2,121
FITEM,2,126
FITEM,2,131
FITEM,2,136
DA,P51X,SYMM
FLST,2,2,4,ORDE,2
FITEM,2,25
FITEM,2,227
!*
/GO
DL,P51X,,ALL,
! /ZOOM,1,RECT,0.387537,0.0398331
,1.39795655799,-0.788694956596
FLST,2,25,4,ORDE,25
FITEM,2,33
FITEM,2,41
FITEM,2,49
FITEM,2,57
FITEM,2,65
FITEM,2,73
FITEM,2,81
FITEM,2,89
FITEM,2,97
FITEM,2,105
FITEM,2,113
FITEM,2,121
FITEM,2,129
FITEM,2,137
FITEM,2,145
FITEM,2,153
FITEM,2,161
FITEM,2,169
FITEM,2,177

FITEM,2,185
FITEM,2,193
FITEM,2,201
FITEM,2,209
FITEM,2,217
FITEM,2,225
!*
/GO
DL,P51X,,ALL,
! /AUTO,1
! /REP,FAST
!*
! /VIEW,1,,,1
! /ANG,1
! /REP,FAST
CM,_CONTACT,AREA
!*
! /COM, CONTACT PAIR CREATION - START
CM,_NODECM,NODE
CM,_ELEMCM,ELEM
CM,_KPCM,KP
CM,_LINECM,LINE
CM,_AREACM,AREA
CM,_VOLUCM,VOLU
! /GSAV,cwz,gsav,,temp
MP,MU,1,.3
MAT,1
MP,EMIS,1,7.88860905221e-031
R,3
REAL,3
ET,2,170
ET,3,174
R,3,,,1.0,0.1,0,
RMORE,,,1.0E20,0.0,1.0,
RMORE,0.0,0,1.0,,1.0,0.5
RMORE,0,1.0,1.0,0.0,,1.0
KEYOPT,3,4,0
KEYOPT,3,5,0
KEYOPT,3,7,0
KEYOPT,3,8,0
KEYOPT,3,9,1
KEYOPT,3,10,2
KEYOPT,3,11,0
KEYOPT,3,12,0
KEYOPT,3,2,0
KEYOPT,2,1,0
KEYOPT,2,2,0
KEYOPT,2,3,0
KEYOPT,2,5,0
! Generate the target surface
ASEL,S,,,10
ASEL,A,,,11
ASEL,A,,,12
CM,_TARGET,AREA
AATT,-1,3,2,-1
TYPE,2
AMESH,ALL
! Generate the contact surface
ASEL,S,,,1
ASEL,A,,,2
ASEL,A,,,3
...
ASEL,A,,,136
ASEL,A,,,137
ASEL,A,,,139
CM,_CONTACT,AREA
TYPE,3
NSLA,S,1
ESLN,S,0
ESURF
*SET,_REALID,3
ALLSEL
ESEL,ALL
```

```
ESEL,S,TYPE,,2
ESEL,A,TYPE,,3
ESEL,R,REAL,,3
ASEL,S,REAL,,3
! /PSYMB,ESYS,1
! /PNUM,TYPE,1
! /NUM,1
! EPLOT
ESEL,ALL
ESEL,S,TYPE,,2
ESEL,A,TYPE,,3
ESEL,R,REAL,,3
ASEL,S,REAL,,3
CMSEL,A,_NODECM
CMDEL,_NODECM
CMSEL,A,_ELEMCM
CMDEL,_ELEMCM
CMSEL,S,_KPCM
CMDEL,_KPCM
CMSEL,S,_LINECM
CMDEL,_LINECM
CMSEL,S,_AREACM
CMDEL,_AREACM
CMSEL,S,_VOLUCM
CMDEL,_VOLUCM
```

```
! /GRES,cwz,gsav
CMDEL,_TARGET
CMDEL,_CONTACT
! /COM, CONTACT PAIR CREATION - END
! /MREP,EPLLOT
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,4
!*
TRNOPT,FULL
LUMPM,0
!*
DELTIM,0.01,0.001,0.025
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,15
KBC,0
NCNV,0,0,0,0,0
PSTRES,1
RATE,1
RESCONTRL,DEFINE,ALL,10,10
TIME,0.5
! SAVE,
5finaltensoes,db,C:\ANSYS_jobs\similares\pr
ovete5_final\
```

Anexo 7 - “Log file” da modelação de tensões residuais 3D

```

/FILNAME,provete5_final_1chapa_TENSOES,0
!*
/TITLE,provete5_1chapa_TENSOES
/PREP7
ETCHG,TTS
LSCLEAR,ALL
SAVE
FLST,3,2,5,ORDE,2
FITEM,3,5
FITEM,3,8
AGEN,2,P51X,, , , , ,0
RESUME,'provete5_final_1chapa_TENSOES','db'
,.'
/COM,ANSYS RELEASE 11.0      UP20070125
04:03:31      10/16/2008
!*
KEYOPT,1,2,1
KEYOPT,1,3,0
KEYOPT,1,6,0
KEYOPT,1,10,0
!*
FLST,3,2,5,ORDE,2
FITEM,3,5
FITEM,3,8
AGEN,2,P51X,, , , , ,0
FLST,2,2,5,ORDE,2
FITEM,2,9
FITEM,2,-10
AGLUE,P51X
!*
CM,_CONTACT,AREA
!*
/COM, CONTACT PAIR CREATION - START
CM,_NODECM,NODE
CM,_ELEMCM,ELEM
CM,_KPCM,KP
CM,_LINECM,LINE
CM,_AREACM,AREA
CM,_VOLUCM,VOLU
/GSAV,cwz,gsav,,temp
MP,MU,1,0.3
MAT,1
MP,EMIS,1,7.88860905221e-031
R,3
REAL,3
ET,2,170
ET,3,174
R,3,,,2.0,0.1,0,
RMORE,,1.0E20,0.0,1.0,
RMORE,0.0,0,1.0,,1.0,0.5
RMORE,0,1.0,1.0,0.0,,1.0
KEYOPT,3,4,0
KEYOPT,3,5,0
NROPT,UNSYM
KEYOPT,3,7,0
KEYOPT,3,8,0
KEYOPT,3,9,1
KEYOPT,3,10,2
KEYOPT,3,11,0
KEYOPT,3,12,0
KEYOPT,3,2,0
KEYOPT,2,1,0
KEYOPT,2,2,0
KEYOPT,2,3,0
KEYOPT,2,5,0
! Generate the target surface
ASEL,S,,9
ASEL,A,,10
CM,_TARGET,AREA
AATT,-1,3,2,-1

```

```

TYPE,2
AMESH,ALL
! Generate the contact surface
ASEL,S,,1
ASEL,A,,2
ASEL,A,,3
ASEL,A,,4
ASEL,A,,5
ASEL,A,,7
ASEL,A,,8
ASEL,A,,15
ASEL,A,,16
ASEL,A,,17
ASEL,A,,20
ASEL,A,,21
ASEL,A,,22
ASEL,A,,25
ASEL,A,,26
ASEL,A,,27
ASEL,A,,30
ASEL,A,,31
ASEL,A,,32
ASEL,A,,35
ASEL,A,,36
ASEL,A,,37
ASEL,A,,40
ASEL,A,,41
ASEL,A,,42
ASEL,A,,45
ASEL,A,,46
ASEL,A,,47
ASEL,A,,50
ASEL,A,,51
ASEL,A,,52
ASEL,A,,55
ASEL,A,,56
ASEL,A,,57
ASEL,A,,60
ASEL,A,,61
ASEL,A,,62
ASEL,A,,65
ASEL,A,,66
ASEL,A,,67
ASEL,A,,70
ASEL,A,,71
ASEL,A,,72
ASEL,A,,75
ASEL,A,,76
ASEL,A,,77
ASEL,A,,80
ASEL,A,,81
ASEL,A,,82
ASEL,A,,85
ASEL,A,,86
ASEL,A,,87
ASEL,A,,90
ASEL,A,,91
ASEL,A,,92
ASEL,A,,95
ASEL,A,,96
ASEL,A,,97
ASEL,A,,100
ASEL,A,,101
ASEL,A,,102
ASEL,A,,105
ASEL,A,,106
ASEL,A,,107
ASEL,A,,110
ASEL,A,,111
ASEL,A,,112
ASEL,A,,115
ASEL,A,,116
ASEL,A,,117
ASEL,A,,120
ASEL,A,,121

```



```

ASEL,A,,122
ASEL,A,,125
ASEL,A,,126
ASEL,A,,127
ASEL,A,,130
ASEL,A,,131
ASEL,A,,132
ASEL,A,,136
ASEL,A,,140
ASEL,A,,141
ASEL,A,,142
ASEL,A,,143
ASEL,A,,144
ASEL,A,,145
CM,_CONTACT,AREA
TYPE,3
NSLA,S,1
ESLN,S,0
ESURF
*SET,_REALID,3
ALLSEL
ESEL,ALL
ESEL,S,TYPE,,2
ESEL,A,TYPE,,3
ESEL,R,REAL,,3
ASEL,S,REAL,,3
/PSYMB,ESYS,1
/PNUM,TYPE,1
/NUM,1
EPLOT
/VIEW,1,,1
/ANG,1
/REP,FAST
*CREATE,cwzplot,mac
/COM,
/COM,PLOT CONTACT PAIR(S)
~eui,'::apdl::noprint 1'
~eui,'::apdl::nooutput 1'
!*
CM,_CWZ_EL,ELEM
CM,_CWZ_ND,NODE
CM,_CWZ_KP,KP
CM,_CWZ_LN,LINE
CM,_CWZ_AR,AREA
CM,_CWZ_VL,VOLU
ESEL,NONE
ESEL,A,REAL,,3
ESEL,R,ENAME,,171,177
NSLE
*GET,_z1,ELEM,,NUM,MAX
KSLN,S
LSLK,S,1
ASLL,S,1
/PNUM,REAL,1
/NUM,1
/PSYMB,ESYS,0
EPLOT
CMSEL,S,_CWZ_EL
CMDEL,_CWZ_EL
CMSEL,S,_CWZ_ND
CMDEL,_CWZ_ND
CMSEL,S,_CWZ_KP
CMDEL,_CWZ_KP
CMSEL,S,_CWZ_LN
CMDEL,_CWZ_LN
CMSEL,S,_CWZ_AR
CMDEL,_CWZ_AR
CMSEL,S,_CWZ_VL
CMDEL,_CWZ_VL
!*
/PSYMB,ESYS,1
/NUM,1
/PNUM,TYPE,1
/mrep,cwzplot
~eui,'::apdl::nooutput 0'
~eui,'::apdl::noprint 0'
*END
cwzplot
*CREATE,cwzplot,mac

```

```

/COM,
/COM,PLOT CONTACT PAIR(S)
~eui,'::apdl::noprint 1'
~eui,'::apdl::nooutput 1'
!*
CM,_CWZ_EL,ELEM
CM,_CWZ_ND,NODE
CM,_CWZ_KP,KP
CM,_CWZ_LN,LINE
CM,_CWZ_AR,AREA
CM,_CWZ_VL,VOLU
ESEL,NONE
ESEL,A,REAL,,3
ESEL,R,ENAME,,171,177
NSLE
*GET,_z1,ELEM,,NUM,MAX
KSLN,S
LSLK,S,1
ASLL,S,1
/PNUM,REAL,1
/NUM,1
/PSYMB,ESYS,1
EPLOT
CMSEL,S,_CWZ_EL
CMDEL,_CWZ_EL
CMSEL,S,_CWZ_ND
CMDEL,_CWZ_ND
CMSEL,S,_CWZ_KP
CMDEL,_CWZ_KP
CMSEL,S,_CWZ_LN
CMDEL,_CWZ_LN
CMSEL,S,_CWZ_AR
CMDEL,_CWZ_AR
CMSEL,S,_CWZ_VL
CMDEL,_CWZ_VL
!*
/PSYMB,ESYS,1
/NUM,1
/PNUM,TYPE,1
/mrep,cwzplot
~eui,'::apdl::nooutput 0'
~eui,'::apdl::noprint 0'
*END
cwzplot
*CREATE,cwzplot,mac
/COM,
/COM,PLOT CONTACT PAIR(S)
~eui,'::apdl::noprint 1'
~eui,'::apdl::nooutput 1'
!*
CM,_CWZ_EL,ELEM
CM,_CWZ_ND,NODE
CM,_CWZ_KP,KP
CM,_CWZ_LN,LINE
CM,_CWZ_AR,AREA
CM,_CWZ_VL,VOLU
ESEL,NONE
ESEL,A,REAL,,3
ESEL,R,ENAME,,169,170
NSLE
*GET,_z1,ELEM,,NUM,MAX
KSLN,S
LSLK,S,1
ASLL,S,1
/PNUM,REAL,1
/NUM,1
/PSYMB,ESYS,1
EPLOT
CMSEL,S,_CWZ_EL
CMDEL,_CWZ_EL
CMSEL,S,_CWZ_ND
CMDEL,_CWZ_ND
CMSEL,S,_CWZ_KP
CMDEL,_CWZ_KP
CMSEL,S,_CWZ_LN
CMDEL,_CWZ_LN
CMSEL,S,_CWZ_AR
CMDEL,_CWZ_AR
CMSEL,S,_CWZ_VL

```

```

CMDEL,_CWZ_VL
!*
/PSYMB,ESYS,1
/NUM,1
/PNUM,TYPE,1
/mrep,cwzplot
~eui,':::apdl::nooutput 0'
~eui,':::apdl::noprint 0'
*END
cwzplot
!*
CM,_CWZ_EL,ELEM
CM,_CWZ_ND,NODE
CM,_CWZ_KP,KP
CM,_CWZ_LN,LINE
CM,_CWZ_AR,AREA
CM,_CWZ_VL,VOLU
ESEL,NONE
ESEL,A,REAL,,3
ESEL,R,ENAME,,169,170
NSLE
*GET,_z1,ELEM,,NUM,MAX
KSLN,S
LSLK,S,1
ASLL,S,1
*CREATE,cwzplot,mac
/COM,
/COM,PLOT CONTACT PAIR(S)
~eui,':::apdl::noprint 1'
~eui,':::apdl::nooutput 1'
/PNUM,REAL,1
/NUM,1
/PSYMB,ESYS,1
EPLOT
/PSYMB,ESYS,1
/NUM,1
/PNUM,TYPE,1
/mrep,cwzplot
~eui,':::apdl::nooutput 0'
~eui,':::apdl::noprint 0'
*END
cwzplot
*SET,_REALID,3
FLST,5,1875,2,ORDE,2
FITEM,5,25501
FITEM,5,-27375
CM,_ELMCM,ELEM
ESEL,S,,P51X
ESURF,,REVERSE
/REPLOT
CMSEL,S,_ELMCM
CMDELE,_ELMCM
!*
CMSEL,S,_CWZ_EL
CMDEL,_CWZ_EL
CMSEL,S,_CWZ_ND
CMDEL,_CWZ_ND
CMSEL,S,_CWZ_KP
CMDEL,_CWZ_KP
CMSEL,S,_CWZ_LN
CMDEL,_CWZ_LN
CMSEL,S,_CWZ_AR
CMDEL,_CWZ_AR
CMSEL,S,_CWZ_VL
CMDEL,_CWZ_VL
!*
ESEL,ALL
ESEL,S,TYPE,,2
ESEL,A,TYPE,,3
ESEL,R,REAL,,3
ASEL,S,REAL,,3
CMSEL,A,_NODECM
CMDEL,_NODECM
CMSEL,A,_ELEMCM
CMDEL,_ELEMCM
CMSEL,S,_KPCM
CMDEL,_KPCM
CMSEL,S,_LINECM
CMDEL,_LINECM

```

```

CMSEL,S,_AREACM
CMDEL,_AREACM
CMSEL,S,_VOLUCM
CMDEL,_VOLUCM
/GRES,cwz,gsav
CMDEL,_TARGET
CMDEL,_CONTACT
/COM, CONTACT PAIR CREATION - END
/MREP,EPLLOT
ALLSEL,ALL
VPLOT
SAVE
/ZOOM,1,RECT,0.413183,0.0559493
,1.57375297212,-0.845012947124
FLST,2,25,5,ORDE,25
FITEM,2,16
FITEM,2,21
FITEM,2,26
FITEM,2,31
FITEM,2,36
FITEM,2,41
FITEM,2,46
FITEM,2,51
FITEM,2,56
FITEM,2,61
FITEM,2,66
FITEM,2,71
FITEM,2,76
FITEM,2,81
FITEM,2,86
FITEM,2,91
FITEM,2,96
FITEM,2,101
FITEM,2,106
FITEM,2,111
FITEM,2,116
FITEM,2,121
FITEM,2,126
FITEM,2,131
FITEM,2,136
DA,P51X,SYMM
SAVE
LDREAD,TEMP,,,.001,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
NCNV,2,0,0,0,0
PSTRES,1
RATE,1
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL,S,X,0,1.0
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST

```

```

/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
!*
/EFACET,1
PLNSOL, S,Y, 0,1.0
/EFACET,1
PLNSOL, S,Z, 0,1.0
/EFACET,1
PLNSOL, S,XY, 0,1.0
/EFACET,1
PLNSOL, S,YZ, 0,1.0
/EFACET,1
PLNSOL, S,XZ, 0,1.0
/EFACET,1
PLNSOL, S,1, 0,1.0
/EFACET,1
PLNSOL, S,INT, 0,1.0
/EFACET,1
PLNSOL, NL,SEPL, 0,1.0
/EFACET,1
PLNSOL, EPPL,EQV, 0,1.0
/EFACET,1
PLNSOL, EPPL,X, 0,1.0
!*
/EFACET,1
PLNSOL, S,EQV, 0,1.0
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,0.924021086472,1
/REP,FAST
/DIST,1,0.924021086472,1
/REP,FAST
/ZOOM,1,RECT,-0.155463,0.617804
,0.882066523094,-0.352974510077
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/DIST,1,1.08222638492,1
/REP,FAST
/VIEW,1,1,1,1
/ANG,1
/REP,FAST
/AUTO,1
/REP,FAST
/USER, 1
/VIEW, 1, 0.351903858095, -
0.469778436511, 0.809612188178
/ANG, 1, -3.94616938257
/REPLO
/VIEW, 1, 0.280742324958, -
0.751054655608, 0.597578991654
/ANG, 1, -5.02043072593
/REPLO
/VIEW, 1, 0.477847728381,
0.559464302274, 0.677245334397
/ANG, 1, -10.0253256423
/REPLO
/VIEW, 1, 0.517330735328, -
0.594743084061, 0.615345085498
/ANG, 1, -12.2850263876
/REPLO
/VIEW, 1, 0.167980578677, -
0.910566646529, 0.377691550629
/ANG, 1, 0.172892374104
/REPLO
/VIEW, 1, 0.105432048170, -
0.994252746403, -0.185892304474E-01
/ANG, 1, -74.1137097804
/REPLO
/VIEW, 1, 0.354288480538, -
0.859294036213, -0.368908432930

```

```

/ANG, 1, -109.096852422
/REPLO
/VIEW, 1, 0.915666495197, -
0.138606936990, -0.377283695104
/ANG, 1, -96.1869401335
/REPLO
/VIEW, 1, 0.811979315174,
0.557475308458, 0.172947599546
/ANG, 1, -101.310250851
/REPLO
/VIEW,1,1,1,1
/ANG,1
/REP,FAST
SAVE
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5_final_lchapa_TENSOES1,0
!*
/TITLE,provete5_lchapa_TENSOES1
/PREP7
/TITLE,provete5_lchapa_TENSOES1
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES','rst',' ','',
!*
LDREAD,TEMP,,0.030204,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
SAVE
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE

FINISH
/FILNAME,provete5_final_lchapa_TENSOES2,0
!*
/TITLE,provete5_lchapa_TENSOES2
/PREP7
LDREAD,TEMP,,0.050408,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES1','rst',' ','',
!*
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL, S,EQV, 0,1.0
SAVE
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5_final_lchapa_TENSOES3,0
!*
/TITLE,provete5_lchapa_TENSOES3
/PREP7
LDREAD,TEMP,,0.070612,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES2','rst',' ','',
!*
SAVE
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU

```

```

SOLVE
FINISH
/POST1
SET, FIRST
!*
/EFACET, 1
PLNSOL, S, EQV, 0, 1.0
FINISH
/PREP7
!*
!*
FINISH
/FILNAME, provete5_final_1chapa_TENSOES4, 0
!*
/TITLE, provete5_1chapa_TENSOES4
/PREP7
LDREAD, TEMP, , , .09086,
, 'provete5_final_1chapa', 'rth', ' '
RIMPORT, DYNA, STRESS, ELEM, LAST, LAST, 'provete
5_final_1chapa_TENSOES3', 'rst', ' ' , , ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL
!*
!*
ANTYPE, 0
SAVE
/STATUS, SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET, FIRST
!*
/EFACET, 1
PLNSOL, S, EQV, 0, 1.0
!*
!*
!*
!*
FINISH
/FILNAME, provete5_final_1chapa_TENSOES5, 0
!*
/TITLE, provete5_1chapa_TENSOES5
SAVE
/PREP7
LDREAD, TEMP, , , .11102,
, 'provete5_final_1chapa', 'rth', ' '
RIMPORT, DYNA, STRESS, ELEM, LAST, LAST, 'provete
5_final_1chapa_TENSOES4', 'rst', ' ' , , ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE, 0
SAVE
/STATUS, SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET, FIRST
!*
/EFACET, 1
PLNSOL, S, EQV, 0, 1.0
!*
!*
FINISH
/FILNAME, provete5_final_1chapa_TENSOES6, 0
!*
/TITLE, provete5_1chapa_TENSOES6
/SOLU
FINISH
/PREP7
LDREAD, TEMP, , , .131224,
, 'provete5_final_1chapa', 'rth', ' '
RIMPORT, DYNA, STRESS, ELEM, LAST, LAST, 'provete
5_final_1chapa_TENSOES5', 'rst', ' ' , , ,
!*
SAVE

```

```

FINISH
/SOL
!*
ANTYPE, 0
SAVE
/STATUS, SOLU
SOLVE

/BATCH
/COM, ANSYS RELEASE 11.0      UP20070125
23:37:49      10/16/2008
RESUME, 'provete5_final_1chapa_TENSOES6', 'db
', '. '
/COM, ANSYS RELEASE 11.0      UP20070125
23:37:54      10/16/2008
/PREP7
LDREAD, TEMP, , , .131224,
, 'provete5_final_1chapa', 'rth', ' '
RIMPORT, DYNA, STRESS, ELEM, LAST, LAST, 'provete
5_final_1chapa_TENSOES5', 'rst', ' ' , , ,
!*
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE, 0
SAVE
/STATUS, SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET, FIRST
!*
SET, FIRST
!*
/EFACET, 1
PLNSOL, S, EQV, 0, 1.0
!*
!*
FINISH
/FILNAME, provete5_final_1chapa_TENSOES7, 0
!*
/TITLE, provete5_1chapa_TENSOES7
/PREP7
LDREAD, TEMP, , , .151429,
, 'provete5_final_1chapa', 'rth', ' '
RIMPORT, DYNA, STRESS, ELEM, LAST, LAST, 'provete
5_final_1chapa_TENSOES6', 'rst', ' ' , , ,
!*
FINISH
/SOL

/BATCH
/COM, ANSYS RELEASE 11.0      UP20070125
01:28:00      10/17/2008
RESUME, 'provete5_final_1chapa_TENSOES7', 'db
', '. '
/COM, ANSYS RELEASE 11.0      UP20070125
01:29:08      10/17/2008
/PREP7
LDREAD, TEMP, , , .151429,
, 'provete5_final_1chapa', 'rth', ' '
RIMPORT, DYNA, STRESS, ELEM, LAST, LAST, 'provete
5_final_1chapa_TENSOES6', 'rst', ' ' , , ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE, 0
!*
ANTYPE, 0
SAVE
/STATUS, SOLU
SOLVE
/BATCH
/COM, ANSYS RELEASE 11.0      UP20070125
17:49:33      10/17/2008
RESUME, 'provete5_final_1chapa_TENSOES7', 'db
', '. '

```

```

/COM,ANSYS RELEASE 11.0    UP20070125
17:49:37    10/17/2008
/DIST,1,0.924021086472,1
/REP,FAST
/PREP7
LDREAD,TEMP,,,.151429,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL,S,EQV,0,1.0
FINISH
/PREP7
LDREAD,TEMP,,,.0.151429,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES6','rst',' ',, ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL,S,EQV,0,1.0
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5_final_lchapa_TENSOES8,0
!*
/TITLE,provete5_lchapa_TENSOES8
/PREP7
LDREAD,TEMP,,,.171633,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES7','rst',' ',, ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE

/BATCH
/COM,ANSYS RELEASE 11.0    UP20070125
22:16:08    10/19/2008
RESUME,'provete5_final_lchapa_TENSOES8','db
b','.'
/COM,ANSYS RELEASE 11.0    UP20070125
22:16:12    10/19/2008
/SOLU
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5_final_lchapa_TENSOES9,0
!*
/TITLE,provete5_lchapa_TENSOES9
/POST1
FINISH
/PREP7
LDREAD,TEMP,,,.191837,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES8','rst',' ',, ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL

```

```

!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL,S,EQV,0,1.0
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5_final_lchapa_TENSOES10,0
!*
/TITLE,provete5_lchapa_TENSOES10
SAVE
/SOLU
FINISH
/PREP7
LDREAD,TEMP,,,.212041,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES9','rst',' ',, ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL,S,EQV,0,1.0
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5_final_lchapa_TENSOES11,0
!*
/TITLE,provete5_lchapa_TENSOES11
SAVE
/PREP7
LDREAD,TEMP,,,.232245,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES10','rst',' ',, ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE

/FILNAME,provete5_final_lchapa_TENSOES12,0
!*
/TITLE,provete5_lchapa_TENSOES12
SAVE
/PREP7
LDREAD,TEMP,,,.252449,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES11','rst',' ',, ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE

```

```

TITLE,provete5_lchapa_TENSOES13
/PREP7
LDREAD,TEMP,.,.272653,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES12','rst',' ', , ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL, S,EQV, 0,1.0
/VIEW,1,.,.1
/ANG,1
/REP,FAST
/VIEW,1,1,1,1
/ANG,1
/REP,FAST
!*
!*
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5_final_lchapa_TENSOES14,0
!*
/TITLE,provete5_lchapa_TENSOES14
/PREP7
LDREAD,TEMP,.,.474694,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES13','rst',' ', , ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL, S,EQV, 0,1.0
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5_final_lchapa_TENSOES15,0
!*

LDREAD,TEMP,.,.49898,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES14','rst',' ', , ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL

!*
ANTYPE,0
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
SET,FIRST

```

```

!*
/EFACET,1
PLNSOL, S,EQV, 0,1.0
/DIST,1,0.924021086472,1
/REP,FAST
/AUTO,1
/REP,FAST
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5_final_lchapa_TENSOES16,0
!*
/TITLE,provete5_lchapa_TENSOES16
/PREP7
LDREAD,TEMP,.,.515102,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
/REPLO,RESIZE
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES15','rst',' ', , ,
!*
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE
/USER, 1
/REPLO
/REPLO,RESIZE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL, S,EQV, 0,1.0
/AUTO,1
/REP,FAST
/USER, 1
/REPLO
/AUTO,1
/REP,FAST
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5_final_lchapa_TENSOES17,0
!*
/TITLE,provete5_lchapa_TENSOES17
SAVE
/SOLU
FINISH
/PREP7
LDREAD,TEMP,.,.535306,
,'provete5_final_lchapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_lchapa_TENSOES16','rst',' ', , ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL, S,EQV, 0,1.0
/USER, 1
/REPLO
/AUTO,1
/REP,FAST
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5_final_lchapa_TENSOES18,0

```

```

!*
/TITLE,provete5_1chapa_TENSOES18
SAVE
/PREP7
LDREAD,TEMP,,,,.55551,
,'provete5_final_1chapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_1chapa_TENSOES17','rst',' ', , ,
!*
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL, S,EQV, 0,1.0
/AUTO,1
/REP,FAST
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5_final_1chapa_TENSOES19,0
!*
/TITLE,provete5_1chapa_TENSOES19
SAVE
/PREP7
LDREAD,TEMP,,,,.575714,
,'provete5_final_1chapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_1chapa_TENSOES18','rst',' ', , ,
!*
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL, S,EQV, 0,1.0

LDREAD,TEMP,,,,.595918,
,'provete5_final_1chapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_1chapa_TENSOES19','rst',' ', , ,
!*
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE

/FILNAME,provete5_final_1chapa_TENSOES21,0
!*
/TITLE,provete5_1chapa_TENSOES21
/PREP7
LDREAD,TEMP,,,,.616122,
,'provete5_final_1chapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_1chapa_TENSOES20','rst',' ', , ,
!*
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU

```

```

SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL, S,EQV, 0,1.0

FINISH
/FILNAME,provete5_final_1chapa_TENSOES22,0
!*
/TITLE,provete5_1chapa_TENSOES22
/SOLU
FINISH
/PREP7
LDREAD,TEMP,,,,.636327,
,'provete5_final_1chapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_1chapa_TENSOES21','rst',' ', , ,
!*
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL, S,EQV, 0,1.0
/AUTO,1
/REP,FAST
!*
!*
FINISH
/FILNAME,provete5_final_1chapa_TENSOES23,0
!*
/TITLE,provete5_1chapa_TENSOES23
/PREP7
LDREAD,TEMP,,,,.656531,
,'provete5_final_1chapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_1chapa_TENSOES22','rst',' ', , ,
!*
FINISH
/SOL
!*

/FILNAME,provete5_final_1chapa_TENSOES24,0
!*
/TITLE,provete5_1chapa_TENSOES24
! PLNSOL, S,EQV, 0,1.0
/PREP7
LDREAD,TEMP,,,,.676735,
,'provete5_final_1chapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_1chapa_TENSOES23','rst',' ', , ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,0
SAVE
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,FIRST
!*
/EFACET,1
PLNSOL, S,EQV, 0,1.0
/AUTO,1
/REP,FAST
!*
!*

```

```
FINISH
/FILNAME,provete5_final_1chapa_TENSOES25,0
!*
/TITLE,provete5_1chapa_TENSOES25
/PREP7
LDREAD,TEMP,,.717143,
,'provete5_final_1chapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_1chapa_TENSOES24','rst',' ', , ,
!*
FINISH
/SOL

/FILNAME,provete5_final_1chapa_TENSOES251,0
!*
/TITLE,provete5_1chapa_TENSOES251
/PREP7
LDREAD,TEMP,,.717143,
,'provete5_final_1chapa','rth',' '

```

```
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_1chapa_TENSOES24','rst',' ', , ,
*/FILNAME,provete5_final_1chapa_TENSOES28,0
!*
/TITLE,provete5_1chapa_TENSOES28
SAVE
/PREP7
LDREAD,TEMP,,1,
,'provete5_final_1chapa','rth',' '
RIMPORT,DYNA,STRESS,ELEM,LAST,LAST,'provete
5_final_1chapa_TENSOES27','rst',' ', , ,
!*
SAVE
FINISH
/SOL

```

Anexo 8 – Resultados de tensões residuais dos provetes dissimilares

Provete 2D

Através dos resultados nodais da análise relativa às tensões residuais segundo o eixo X (Figura XIV, constata-se que na zona junto ao cordão, o metal duro (em baixo) se encontra à tracção, e que gradualmente transita para compressão de baixa intensidade na zona mais afastada do cordão. Já o aço (em cima) na zona do cordão está sobre uma forte compressão, que vai diminuindo à medida que nos afastamos do cordão. As tensões máximas e mínimas registadas foram de 1060 MPa e -709 MPa, respectivamente. A tensão máxima registou-se na zona do metal duro na extremidade do cordão, e a tensão mínima no centro do cordão de soldadura no aço.

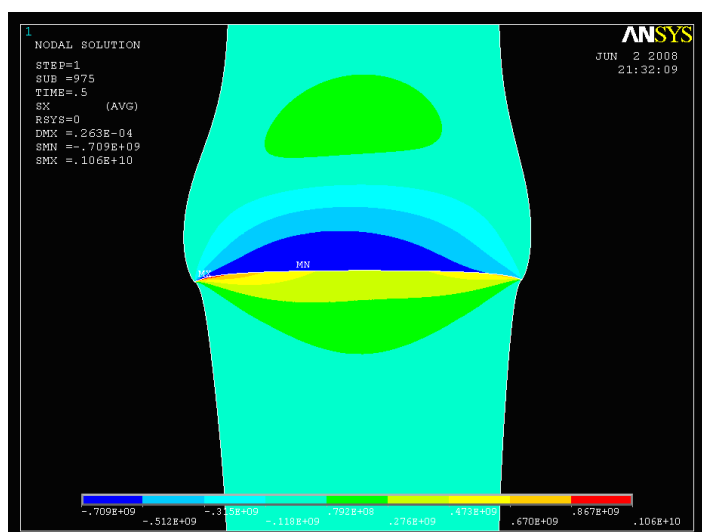


Figura XIV - Tensões residuais segundo o eixo X do provete 2D

Através dos resultados nodais da análise relativa às tensões residuais segundo o eixo Y (Figura XV), constata-se que a tensão máxima (575 MPa) se localiza no aço junto às extremidades do cordão. A tensão mínima localiza-se no MD nas extremidades do cordão e tem um valor mínimo de -1660 MPa.

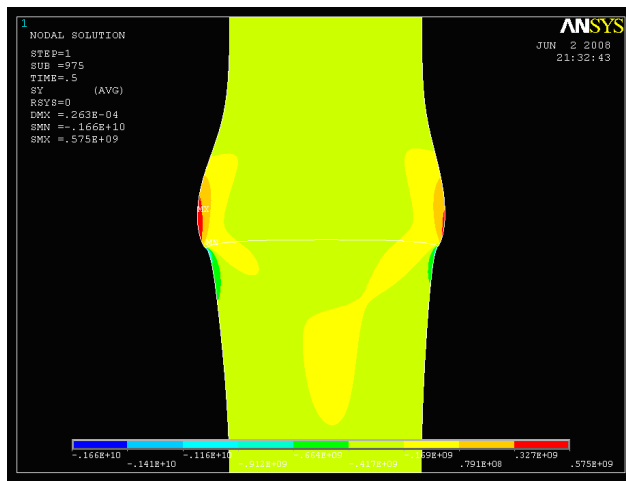


Figura XV - Tensões residuais segundo o eixo Y do provete 2D

Analisando as tensões residuais segundo o eixo XY (Figura XVI), constata-se existir simetria da distribuição de tensões em relação ao eixo dos X e antissimetria em relação ao eixo dos Y. As tensões máximas e mínimas registadas foram de 491 MPa e -379 MPa nas extremidades direita e esquerda do cordão de soldadura, respectivamente.

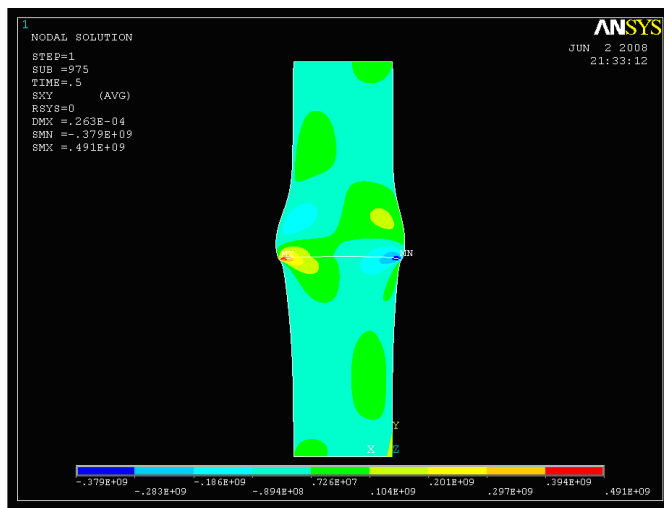


Figura XVI - Tensões residuais de corte XY do provete 2D

Nas Figuras XVII e XVIII estão apresentadas as distribuições de tensões residuais de Von Mises e a intensidade de tensões, respectivamente. Pode observar-se que a distribuição das tensões de Von Mises e da intensidade de tensões são bastante semelhante e que as suas intensidades são da mesma ordem de grandeza, embora a intensidade de tensões apresente valores ligeiramente superiores.

A tensão de Von Mises máxima é de 2150 MPa, na zona do cordão de soldadura e é superior à dos materiais utilizados, aço e MD, o que prevê a possibilidade de ocorrência de fracturas ao longo do cordão de soldadura.

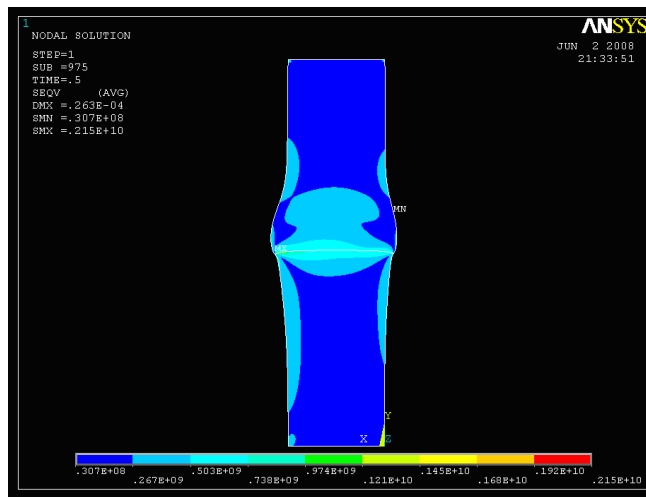


Figura XVII - Tensões residuais de Von Mises do provete 2D

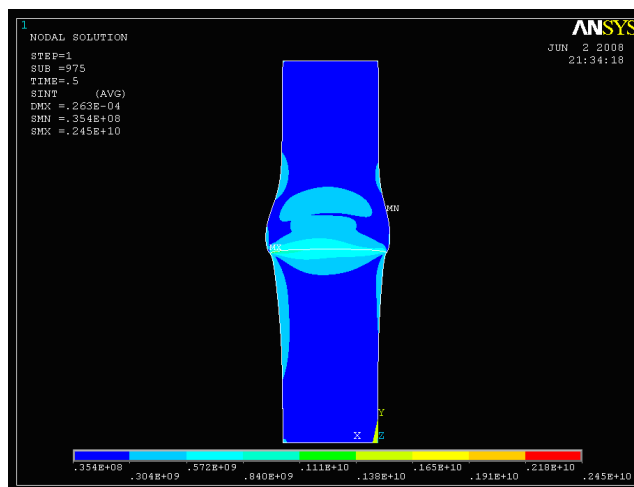


Figura XVIII - Intensidade das Tensões residuais do provete 2D

Provete 3C

Em relação às tensões residuais segundo do eixo X (Figura XIX) respeitantes ao provete 3C, constata-se que na zona junto ao cordão, o metal duro (em baixo) se encontra à tracção, e que gradualmente transita para compressão de baixa intensidade na zona mais afastada do cordão. Já o aço (em cima) na zona do cordão está sobre uma forte compressão, que vai diminuindo à medida que nos afastamos do cordão. As tensões máximas e mínimas registadas foram de 1320 MPa e -1090 MPa, respectivamente. A tensão máxima registou-se na zona do metal duro na extremidade do cordão, e a tensão mínima no centro do cordão de soldadura no aço.

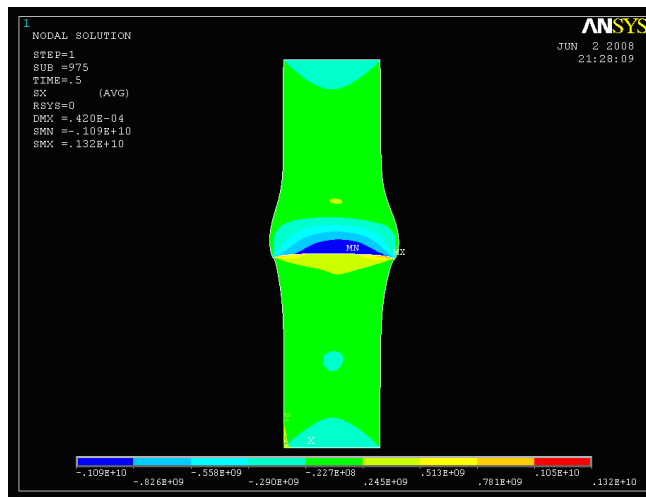


Figura XIX - Tensões residuais segundo o eixo X do provete 3C

Através dos resultados nodais da análise relativa às tensões residuais segundo o eixo Y (Figura XX), constata-se que a tensão máxima (1010 MPa) se localiza no aço junto às extremidades do cordão. A tensão mínima localiza-se no MD nas extremidades do cordão e tem um valor mínimo de -1720 MPa.

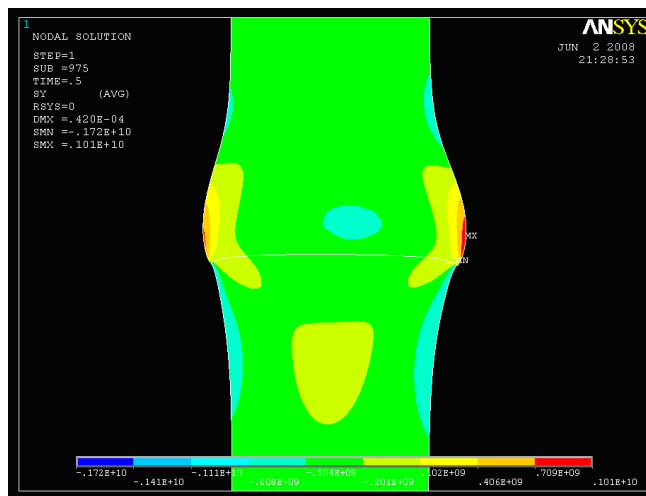


Figura XX - Tensões residuais segundo o eixo Y do provete 3C

Analisando as tensões residuais segundo o eixo XY (Figura XXI), constata-se existir simetria da distribuição de tensões em relação ao eixo dos X e antissimetria em relação ao eixo dos Y. As tensões máximas e mínimas registadas foram de 646 MPa e -538 MPa nas extremidades direita e esquerda do cordão de soldadura, respectivamente.

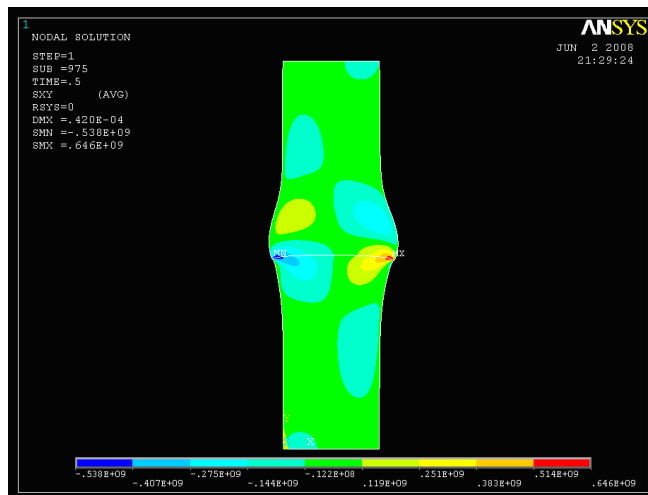


Figura XXI - Tensões residuais de corte XY do provete 3C

Na Figura XXII é apresentada a distribuição de tensões residuais de Von Mises. A tensão de Von Mises máxima é de 2330 MPa, na zona do cordão de soldadura e é superior à dos materiais utilizados, aço e MD, o que prevê a possibilidade de ocorrência de fracturas ao longo do cordão de soldadura.

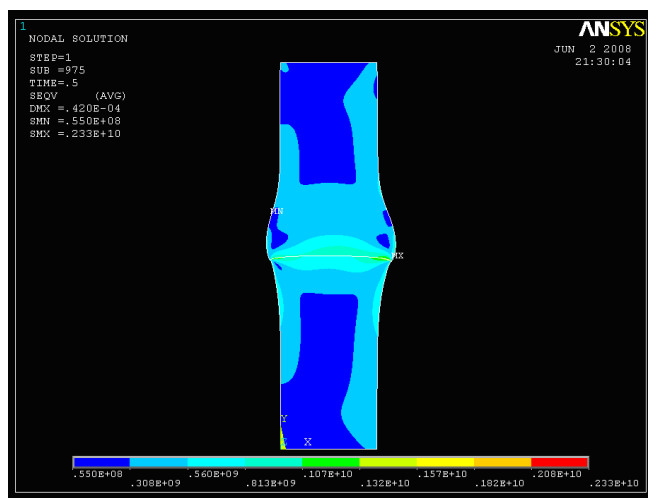


Figura XXII - Tensões residuais de Von Mises do provete 3C

Provete 7B

Em relação às tensões residuais segundo do eixo X (Figura XXIII) respeitantes ao provete 7B, constata-se que na zona junto ao cordão, o metal duro (em baixo) se encontra à tracção, e que gradualmente transita para compressão de baixa intensidade na zona mais afastada do cordão. Já o aço (em cima) na zona do cordão está sobre uma forte compressão, que vai diminuindo à medida que nos afastamos do cordão. As tensões máximas e mínimas registadas foram de 965 MPa e -747 MPa, respectivamente. A tensão máxima registou-se na zona do metal duro na extremidade do cordão, e a tensão mínima no centro do cordão de soldadura no aço.

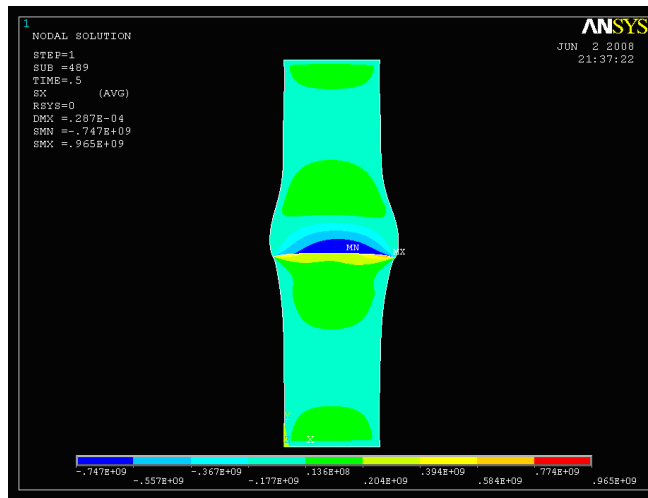


Figura XXIII - Tensões residuais segundo X do provete 7B

Através dos resultados nodais da análise relativa às tensões residuais segundo o eixo Y (Figura XXIV), constata-se que a tensão máxima (722 MPa) se localiza no aço junto às extremidades do cordão. A tensão mínima localiza-se no MD nas extremidades do cordão e tem um valor mínimo de -1240 MPa.

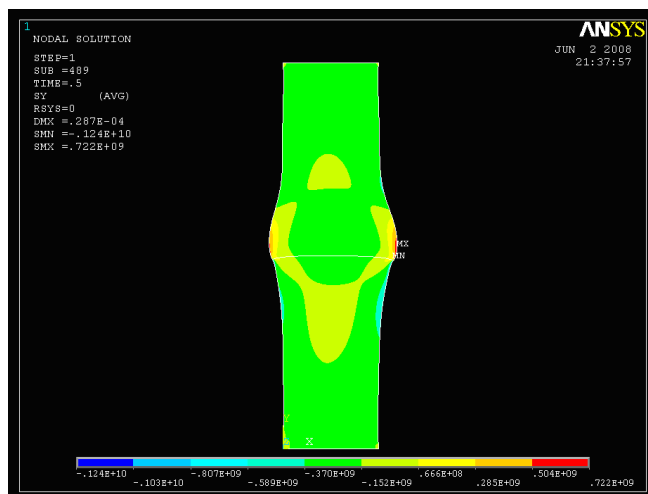


Figura XXIV - Tensões residuais segundo Y do provete 7B

Analisando as tensões residuais segundo o eixo XY (Figura XXV), constata-se existir simetria da distribuição de tensões em relação ao eixo dos X e antissimetria em relação ao eixo dos Y. As tensões máximas e mínimas registadas foram de 457 MPa e -359 MPa nas extremidades direita e esquerda do cordão de soldadura, respectivamente.



Figura XXV - Tensões residuais de corte XY do provete 7B

Nas Figuras XXVI e XXVII estão apresentadas as distribuições de tensões residuais de Von Mises e a intensidade de tensões, respectivamente. Pode observar-se que a distribuição das tensões de Von Mises e da intensidade de tensões são bastante semelhantes e que as suas intensidades são da mesma ordem de grandeza, embora a intensidade de tensões apresente valores ligeiramente superiores.

A tensão de Von Mises máxima é de 1710 MPa, na zona do cordão de soldadura e é superior à dos materiais utilizados, aço e MD, o que prevê a possibilidade de ocorrência de fracturas ao longo do cordão de soldadura.

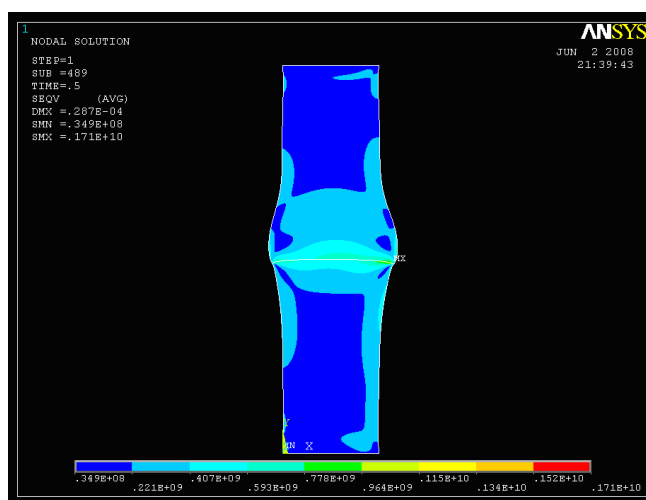


Figura XXVI - Tensões residuais de Von Mises do provete 7B

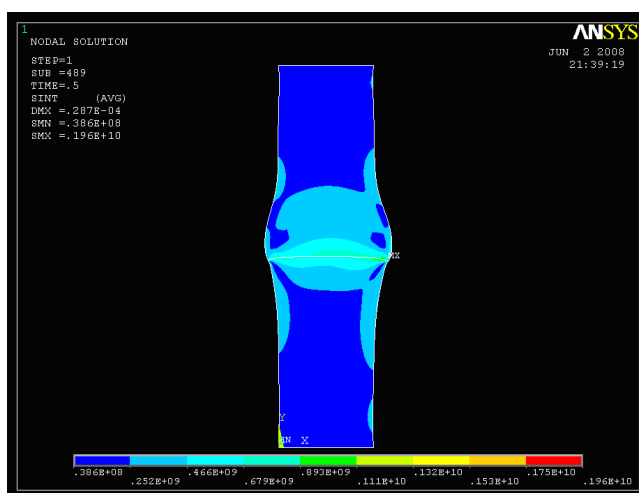


Figura XXVII - Intensidade das tensões residuais do provete 7B

Provete 11B

Em relação às tensões residuais segundo do eixo X (Figura XXVIII) respeitantes ao provete 11B, constata-se que na zona junto ao cordão, o metal duro (em baixo) se encontra à tracção, e que gradualmente transita para compressão de baixa intensidade na zona mais afastada do cordão. Já o aço (em cima) na zona do cordão está sobre uma forte compressão, que vai diminuindo à medida que nos afastamos do cordão. As tensões máximas e mínimas registadas foram de 1200 MPa e -907 MPa, respectivamente. A tensão máxima registou-se na zona do metal duro na extremidade do cordão, e a tensão mínima no centro do cordão de soldadura no aço.

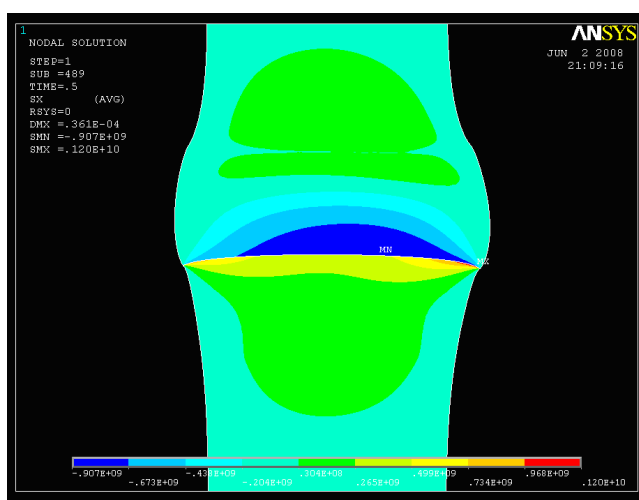


Figura XXVIII - Tensões residuais segundo o eixo X do provete 11B

Através dos resultados nodais da análise relativa às tensões residuais segundo o eixo Y (Figura XXIX), constata-se que a tensão máxima (799 MPa) se localiza no aço junto às

extremidades do cordão. A tensão mínima localiza-se no MD nas extremidades do cordão e tem um valor mínimo de -1620 MPa.

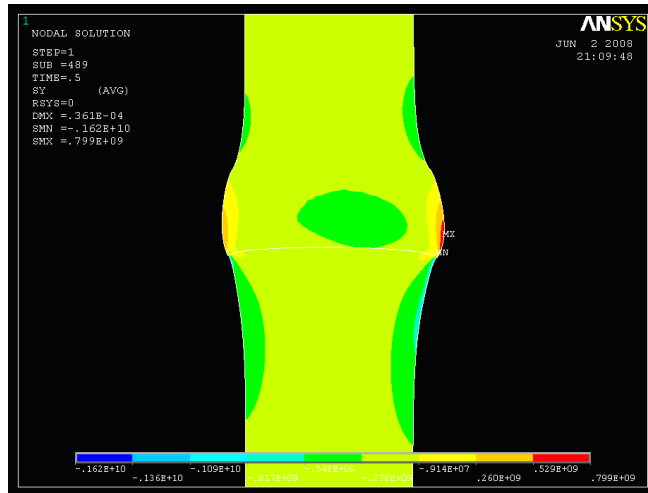


Figura XXIX - Tensões residuais segundo o eixo Y do provete 11B

Analisando as tensões residuais segundo o eixo XY (Figura XXX), constata-se existir simetria da distribuição de tensões em relação ao eixo dos X e antissimetria em relação ao eixo dos Y. As tensões máximas e mínimas registadas foram de 567 MPa e -427 MPa nas extremidades direita e esquerda do cordão de soldadura, respectivamente.

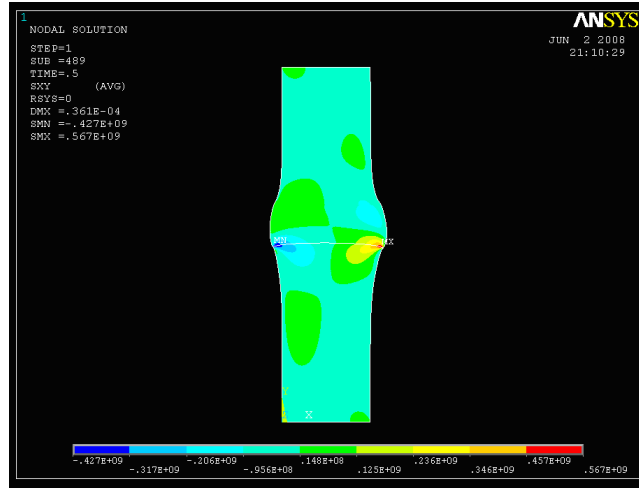


Figura XXX - Tensões residuais de corte XY do provete 11B

Na Figura XXXI é apresentada a distribuição de tensões residuais de Von Mises. A tensão de Von Mises máxima é de 2200 MPa, na zona do cordão de soldadura e é superior à dos materiais utilizados, aço e MD, o que prevê a possibilidade de ocorrência de fracturas ao longo do cordão de soldadura.

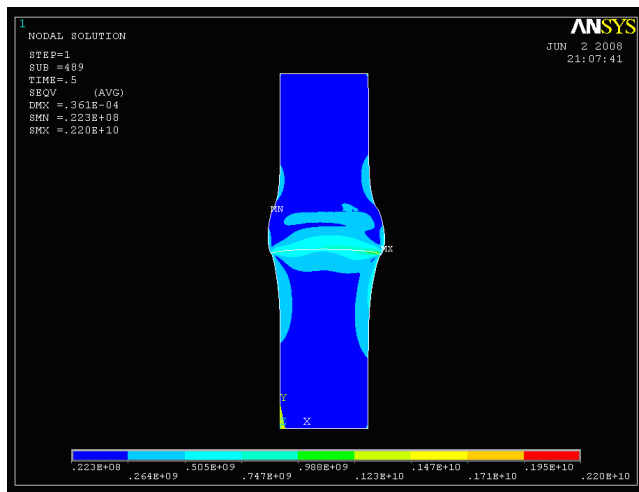


Figura XXXI - Tensões residuais de Von Mises do provete 11B

Anexo 9 – Resultados experimentais de tensões residuais por difracção de RX dos provetes dissimilares

Provete 2D

Distância [mm]	Slongitudinal FI=00 MPa				Stransversal FI=00 MPa				Observações
	SX	DSLlong MPa	TauL13 SXY MPa	Coef. Determinação	SY	DSTransv MPa	TauT23 SXY MPa	Coef. Determinação	
10	-1550	75	65	0,95	-1800	70	-15	0,99	Radiação Cu (211)
5	-1050	145	-24	0,94	-1800	60	46	0,99	Radiação Cu (211)
3	-1370	100	0	0,94	-1690	65	36	0,99	Radiação Cu (211)
2	-1400	80	-50	0,95	-1700	55	31	0,98	Radiação Cu (211)
1	-860	175	-15	0,93	-1100	55	70	0,94	Radiação Cu (211)
0,5	-380	150	-10	0,60	-900	75	-35	0,88	Radiação Cu (211)
0	-200	240	50	0,33	-450	230	-55	0,53	Radiação Cu (212)
1									Aço

Metal duro (WC-Co) - cordão de solda Laser - Aço PROVETE 2D

A área de análise no metal duro tem uma abertura máxima de 2mm na direcção transversa e tem extensão indefinida na direcção longitudinal, com excepção dos pontos a 0.5mm em que a zona irradiada foi limitada a 1cm, e sobre o cordão que foi isolado

CONDIÇÕES EXPERIMENTAIS para o metal duro:

Radiação Co (112) - montagem ómega, Theta [117,5-130], DTH=0,1°, Dt=2s/passos - penetração = 1,3micra

Radiação Cu (212) - montagens ómega e PSI, Theta [151,5-157], DTH=0,1°, Dt=7s/passos - penetração = 1,9micra

Radiação Cu (211) - montagens ómega e PSI, Theta [116-119], DTH=0,1°, Dt=10s/passos - penetração = 1,7micra

No aço as medidas foram efectuadas sobre os picos (211) da fase Fe-alfa, usando radiação Cr, com profundidade de penetração de 5,5 micra

Distância = distância ao centro do cordão de solda

Slongitudinal = tensão na direcção longitudinal do cordão

DSLlong - barra de erro calculada sobre estatística de RX

TauL13 - tensão de corte

Stransversal = tensão na direcção transversa do cordão

DSTransv - barra de erro calculada sobre estatística de RX

TauT23 - tensão de corte

*medida praticamente impossível porque as condições de difracção eram más em qualquer das 3 hipóteses

Provete 3C

Provete 3C

Distância [mm]	Slongitudinal				Stransversal				Observações
	FI=00 MPa	DSLlong MPa	TauL13 MPa	Coef. Determinação	FI=00 MPa	DSTransv MPa	TauT23 MPa	Coef. Determinação	
10	-240	35	50	0,61	-185	20	-70	0,50	
5	-190	30	-12	0,85	-170	20	55	0,60	
3	-270	45	3	0,97	-160	30	55	0,50	
2	-130	25	-4	0,80	-65	20	23	0,45	
1	-35	25	40	0,20	50	25	40	0,25	
0,5	-50	75	11	0,30	30	35	40	0,18	
0	0	170		0,01	-200	190	62	0,50	Cordão*
1									Aço
1									
3									
6									
10									
15									

Metal duro (WC-Co) - cordão de solda Laser - Aço PROVETE 3C

A área de análise no metal duro tem uma abertura máxima de 2mm na direcção transversa e tem extensão indefinida na direcção longitudinal

No metal duro as medidas foram efectuadas sobre os picos (211) da fase WC, usando radiação Cu, com profundidade de penetração de 1,7 micra

No metal duro as medidas a -0.5mm e a 0mm foram efectuadas sobre os picos (212) da fase WC, usando radiação Cu, com profundidade de penetração de 1,9 micra.

Irradiou-se uma área de 1mm, a toda a largura do provete, definida por máscara.

No aço as medidas foram efectuadas sobre os picos (211) da fase Fe-alfa, usando radiação Cr, com profundidade de penetração de 5,5 micra

Distância = distância ao centro do cordão de solda

Slongitudinal = tensão na direcção longitudinal do cordão

DSLlong - barra de erro calculada sobre estatística de RX

TauL13 - tensão de corte

Stransversal = tensão na direcção transversa do cordão

DSTransv - barra de erro calculada sobre estatística de RX

TauT23 - tensão de corte

*medida praticamente impossível porque as condições de difracção eram más em qualquer das 3 hipóteses

Provete 11B

Distância [mm]	Slongitudinal				Stransversal				Observações		
	FI=00	MPa	DSLong MPa	TauL13 MPa	Coef. Determinação	FI=00	MPa	DSTransv MPa		TauT23 MPa	Coef. Determinação
10	-120		25	-19	0,50	-160		30	-25	0,80	Cordão Aço
6	-180		50	40	0,50	-170		17	-40	0,70	
4	-210		27	17	0,90	-280		26	18	0,90	
3	-175		26	41	0,63	-130		17	-45	0,60	
1	-110		63	35	0,50	80		24	33	0,40	
0,5	-170		50	35	0,45	130		30	50	0,23	
0	-200		74	32	0,64	115		47	5	0,60	
1											
1											
3											
6											
10											
15	124		24	12	0,76	-149		19	4	0,85	

Metal duro (WC-Co) - cordão de solda Laser - Aço

A área de análise tem uma abertura máxima de 2mm na direcção transversa e tem extensão indefinida na direcção longitudinal

No metal duro as medidas foram efectuados sobre os picos {211} da fase WC, usando radiação Cu

No aço as medidas foram efectuados sobre os picos {211} da fase Fe-alfa, usando radiação Cr

Profundidade de penetração de 1,7 micra sobre WC e de 5,5 micra sobre aço

Distância = distância ao centro do cordão de solda

Slongitudinal = tensão na direcção longitudinal do cordão

DSLong - barra de erro calculada sobre estatística de RX

TauL13 - tensão de corte

Stransversal = tensão na direcção transversa do cordão

DSTransv - barra de erro calculada sobre estatística de RX

TauT23 - tensão de corte

Provete 12B

Distância [mm]	Slongitudinal				Stransversal				Observações		
	FI=00	MPa	DSLong MPa	TauL13 MPa	Coef. Determinação	FI=00	MPa	DSTransv MPa		TauT23 MPa	Coef. Determinação
10	-75		25	-35	0,50	-190		15	30	0,80	Cordão Aço
5	-85		40	-25	0,40	-155		15	12	0,80	
3	-160		30	-30	0,70	-160		20	35	0,80	
2	-140		25	-40	0,50	-220		15	34	0,80	
1	-140		50	50	0,40	-165		30	45	0,60	
0,5	-180		25	8	0,80	-220		20	3	0,80	
0	-165		55	58	0,50	-150		35	-10	0,80	
1											
1											
3											
6											
10											
15											

Metal duro (WC-Co) - cordão de solda Laser - Aço PROVETE 12B

A área de análise tem uma abertura máxima de 2mm na direcção transversa e tem extensão indefinida na direcção longitudinal

No metal duro as medidas foram efectuados sobre os picos {211} da fase WC, usando radiação Cu

No aço as medidas foram efectuados sobre os picos {211} da fase Fe-alfa, usando radiação Cr

Profundidade de penetração de 1,7 micra sobre WC e de 5,5 micra sobre aço

Distância = distância ao centro do cordão de solda

Slongitudinal = tensão na direcção longitudinal do cordão

DSLong - barra de erro calculada sobre estatística de RX

TauL13 - tensão de corte

Stransversal = tensão na direcção transversa do cordão

DSTransv - barra de erro calculada sobre estatística de RX

TauT23 - tensão de corte

As medidas no cordão (0) e a -0,5 foram feitas com a área irradiada limitada por uma máscara de 1mm a toda a largura do provete sobre os planos {212}