

**Modelação numérica de processos de soldadura  
usando ESI Sysweld**

*Hugo Miguel Esteves Ramos*

**Relatório do Projeto Final / Dissertação do MIEM**

Orientador: Prof. Sérgio Manuel Oliveira Tavares

Coorientador: Prof. Paulo Manuel Salgado Tavares de Castro



**FEUP**

**Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto  
Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica**

Agosto de 2015



## Resumo

No âmbito da dissertação final do curso de mestrado integrado em engenharia mecânica na Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto foi realizado este trabalho sobre a modelação numérica de processos de soldadura usando o software Sysweld da empresa ESI.

Foram realizados 3 estudos baseados em 3 modelos distintos, que permitiram a execução de simulações de processos de soldadura através da utilização de modelos numéricos de elementos finitos. O primeiro estudo foi realizado para um modelo T-joint com apenas um cordão de canto, utilizando um processo de soldadura por arco eléctrico e o qual permitiu executar uma análise da sensibilidade da malha de elementos finitos à alteração de certas propriedades na sua execução. Com esse estudo foram obtidos enúmeros resultados que permitiram, após análise, a escolha das melhores propriedades na execução de uma malha de elementos finitos para simulações deste tipo.

O segundo estudo realizado baseou-se no modelo de um detalhe de um permutador de calor (ligação tubo/chapa rectangular), o qual foi analisado para um processo de soldadura alternativo ao primeiro, processo de soldadura laser. Foi ainda executada a soldadura laser num modelo real, na empresa A.F. Azevedos, que envolveu a execução de uma análise metalográfica. Essa análise permitiu por sua vez a observação do cordão de soldadura real, sua geometria, zona termicamente afetada e defeitos criados pelo processo de soldadura. Posteriormente foi realizado o modelo numérico baseado nesse modelo real, e assim obtidos os resultados para este modelo.

O terceiro estudo foi baseado no modelo do primeiro, modelo T-joint, com a particularidade da introdução de um segundo cordão de soldadura. A execução do segundo processo de soldadura permitiu assim estudar as mudanças ocorridas nos resultados obtidos para o primeiro processo de soldadura. Desta forma foi obtido o comportamento da ligação T-joint na introdução desse segundo processo de soldadura.

A experiência obtida com o software Sysweld da empresa ESI permitiu apreciar a sua capacidade para modelar detalhadamente o processo de soldadura, tendo como aspetos menos positivos a complexidade do seu uso e o facto de, por exigir recursos computacionais muito pesados, estar mais vocacionado para a análise de detalhes de estruturas do que para a modelação de estruturas completas.

## **Numerical modelling of welding process by ESI Sysweld**

### **Abstract**

The present research on modelling of welding processes using the software Sysweld of the company ESI was performed as the dissertation for the integrated Master degree in Mechanical Engineering of the Faculty of Engineering of the Universidade do Porto – FEUP.

Simulations of three different cases were performed using the finite element method. The first consisted of a T-joint with just one fillet weld, fabricated using electric arc welding and involved an analysis of the influence of the mesh upon the results. A vast number of results was generated, enabling the identification of the best mesh properties for this type of simulations.

The second study was based upon a real detail of a heat exchanger, the connection of a rectangular plate to a tube along its generatrix using laser beam welding. A real welding was made by the company A.F. Azevedos, leading to a metalographic analysis. The real weldment was characterized as concerns geometry, heat affected zone and welding defects. Subsequently the simulation of this case was performed using Sysweld.

The third study was based upon the first model, the T-joint, but now with two fillet welds instead of just one. A comparison of the situations of one and two fillet welds was performed.

The experience gained with the software Sysweld of the ESI company made it possible to appreciate its capacity to model in great detail welding processes, but also revealed the complexity of its use and particularly the need for powerful computer capacity. In the absence of such computing capacity, it may be more adequate for the study of details of structures than to the simulation of a complete real structure.

## **Agradecimentos**

Quero começar por agradecer a todas as pessoas que estiveram ligadas diretamente ou indiretamente à realização deste trabalho.

Um especial agradecimento à minha família, mãe e irmãos por todo o apoio dado durante, não só a realização do trabalho como também durante todo o meu percurso académico.

Da mesma forma agradeço a todos os meus amigos, com principal foco ao Daniel Magalhães e ao Tiago Lima que se demonstraram sempre presentes e prontos a auxiliar durante todas as dificuldades ocorridas na realização deste trabalho

Por último um forte agradecimento aos professores Sérgio Tavares e Paulo Tavares de Castro, que mostraram estar sempre presentes e prontos a ajudar sempre que necessário, ensinando-me muito no decorrer deste trabalho.

## Índice

1	Introdução .....	1
2	Estado da Arte.....	3
2.1	Conceito de soldadura .....	3
2.2	Soldadura: sua evolução.....	4
2.3	Processos de soldadura.....	7
2.3.1	Soldadura por arco elétrico com eléctrodo revestido.....	10
2.3.2	Soldadura a laser.....	21
2.4	Tensões residuais .....	46
2.4.1	Tensões, deformações e propriedades mecânicas dos metais .....	46
2.4.2	Tensões residuais.....	50
2.4.3	Ocorrência de tensões resíduas .....	51
2.4.4	Análise de tensões residuais e de distorções em soldadura .....	51
2.4.5	Medição de tensões residuais em soldadura.....	53
2.5	Distorções em soldadura.....	57
2.5.1	Tipos fundamentais de distorções .....	58
2.5.2	Abordagem para a resolução do problema de distorções.....	59
2.6	Mecânica computacional da soldadura .....	60
2.6.1	Comportamento mecânico de uma soldadura .....	63
2.6.2	Modelos para fontes de calor em soldadura .....	65
3	Análise da Sensibilidade da Malha de Elementos Finitos .....	75
3.1	Propriedades e execução da malha.....	77
3.2	Propriedades da soldadura .....	86
3.3	Calibração do modelo .....	91
3.4	Simulação dos modelos .....	102
3.5	Resultados .....	103
3.6	Comparação entre malha linear e quadrática .....	126
3.7	Resultados do caso de estudo T-joint .....	132
4	Caso de Estudo: Permutador.....	157
4.1	Análise metalográfica.....	157
4.2	Execução da malha.....	167
4.3	Propriedades da soldadura .....	169
4.4	Simulação dos modelos .....	173
4.5	Resultados .....	173
5	Caso de estudo: T-joint com dupla soldadura .....	183
5.1	Execução da malha.....	183
5.2	Propriedades da soldadura .....	185
5.3	Simulação dos modelos .....	188
5.4	Resultados .....	188
5.5	Comparação entre o modelo T-joint e o modelo T-joint com dupla soldadura .....	195
6	Conclusões e perspectivas de trabalho futuro.....	199
7	Bibliografia.....	202

ANEXO A: Desenho de definição do T-joint .....	203
ANEXO B: Coordenadas modelo T-joint.....	204
ANEXO C: Catálogo T-joint.....	216
ANEXO D: Propriedades do material aço S355J2G3 .....	218
ANEXO E: Desenho de definição do permutador .....	220
ANEXO F: Detalhe dos cortes perpendiculares do permutador .....	221
ANEXO G: Coordenadas modelo do permutador de calor .....	222
ANEXO H: Catálogo permutador .....	223
ANEXO I: Coordenadas modelo T-joint com dupla soldadura.....	224
ANEXO J: Catálogo T-joint com dupla soldadura .....	225

## Lista de Figuras

Figura 1. Natureza da continuidade do metal: átomos constituintes das peças A e B, pertencendo inicialmente a dois conjuntos separados (a), formando um só conjunto após a soldadura (b), [1].	4
Figura 2. Classificação dos processos de soldadura por fusão com referência à norma DIN 1910-2, [2].	8
Figura 3. Classificação dos processos de soldadura por pressão com referência à norma DIN 1910-2, [2].	8
Figura 4. Mapa de processos de soldadura segundo a America Welding Society, [4].	9
Figura 5. Elementos de um circuito típico de soldadura por arco elétrico com elétrodo revestido, [5].	11
Figura 6. Análise dos tipos mais importantes de revestimento, [2].	12
Figura 7. Representação esquemática de uma soldadura por arco elétrico com elétrodo revestido, [4].	14
Figura 8. Curvas típicas de Voltagem-Amperagem para fontes de energia de voltagem constante e de amperagem constante, [5].	15
Figura 9. Efeito do declive de uma curva voltagem-amperagem na corrente de saída com uma mudança na voltagem do arco, [5].	16
Figura 10. Taxa de deposição dos vários tipos de elétrodos em comparação com o processo MAG, [2].	18
Figura 11. Defeitos (irregularidades) da soldadura e suas possíveis causas, retratado através do uso de uma soldadura de canto com exemplo, [2].	20
Figura 12. Comparação entre uma lâmpada de bolbo e um laser, [2].	21
Figura 13. Princípio de funcionamento de um laser, [2].	22
Figura 14. Diagrama dos níveis de energia e representação da inversão de população, [2].	22
Figura 15. Distribuição de intensidade de um feixe laser (modo estrutural circular polarizado), [2].	23
Figura 16. Potência, comprimento de onda e áreas de aplicação dos diferentes tipos de laser, [2].	24
Figura 17. Princípio de um laser de estado sólido, [2].	25
Figura 18. Laser Nd:YAG com multi-kW (1 Feixe do laser, 2 Espelho de saída, 3 Vareta Nd:YAG, 4 Lâmpada de excitação, 5 Refletor, 6 Espelho traseiro, 7 Unidade de focagem, 8 Fibra, 9 Unidade de acoplagem, 10 Espelho de flexão do feixe), [2].	26
Figura 19. Diagrama esquemático de um laser de fluxo longitudinal lento, [5].	28
Figura 20. Diagrama esquemático de um laser de fluxo transversal, [5].	28
Figura 21. Laser CO <sub>2</sub> de fluxo rápido longitudinal com excitador de corrente contínua, [2].	29
Figura 22. Laser de CO <sub>2</sub> com uma placa de difusão arrefecida, [2].	29



Figura 23. Geração de luz através de uma interface pn, [2].	30
Figura 24. Características do feixe de um laser de díodo de barra, [2].	30
Figura 25. Montagem das microlentes, [2].	31
Figura 26. Pilha de laser de díodo mecânico, [2].	31
Figura 27. Interação entre o feixe do laser e matéria, [2].	32
Figura 28. Grau de absorção como função do comprimento de onda para os diferentes metais, [2].	32
Figura 29. Representação esquemática do processo de soldadura laser, [2].	33
Figura 30. Profundidade de penetração como função da potência e da intensidade, [2].	34
Figura 31. Processo de soldadura laser com um fornecimento de gás de proteção e de processo, [2].	34
Figura 32. Macro secções de soldaduras com diferentes largura de folga, [2].	38
Figura 33. Diagrama do sistema de deflexão do feixe, [2].	39
Figura 34. Processo de soldadura laser com e sem a deflexão do feixe, [2].	39
Figura 35. Representação esquemática do processo híbrido laser-TIG (a) e laser-MIG (b), [8].	41
Figura 36. Representação esquemática do processo de soldadura laser, híbrido laser YAG-MIG com uma potência de 120 A e híbrido laser YAG-MIG com uma potência de 240 A, respetivamente, [8].	42
Figura 37. Representação esquemática de operações com o ponto comum de um processo de soldadura híbrido laser-arco, [8].	43
Figura 38. Representação esquemática do processo de soldadura híbrido laser-arco com pontos separados de operação, [8].	43
Figura 39. Representação esquemática do processo de soldadura híbrido com duas fontes de calor secundárias, [8].	44
Figura 40. Construção compacta de um TruDisk disk laser, [9].	44
Figura 41. Barra prismática sujeita a uma força à tração P, [11].	47
Figura 42. Componentes das tensões, [11].	47
Figura 43. Atuação das tensões num plano inclinado, [11].	48
Figura 44. Curva tensão-deformação para um metal, [11].	49
Figura 45. Tensões residuais macroscópicas a várias escalas, [11].	50
Figura 46. Fatores que contribuem para as distorções em soldadura, assim como a relação entre eles e a distorção total, [11].	52
Figura 47. Princípio da sobreposição de Bueckner, [12].	56
Figura 48. Contour method ao longo de uma linha, [12].	56
Figura 49. Variação da tensão limite elástica, módulo de elasticidade e coeficiente de expansão térmica com a temperatura, [13].	57

Figura 50. Vários tipos de distorções em soldadura, [11].	58
Figura 51. Várias abordagens para a resolução de problemas de distorção, [11].	59
Figura 52. Disciplinas nas quais se baseia a mecânica computacional para o cálculo de temperatura, microestrutura, tensão e deformações em soldadura. (PDE/IE é referente a equações diferenciais parciais/ equações integrais), [14].	61
Figura 53. Fatores importantes relacionados com o projeto e teste de soldadura, representado esquematicamente. (QA/QC é referente a garantia de qualidade e controlo de qualidade enquanto que SCC é referente a fratura por tensão de corrosão), [14].	62
Figura 54. Relações entre o “mundo real”, experiências, abstração matemática e análise computacional, [14].	63
Figura 55. Ligação entre os diferentes campos da análise de soldadura, [14].	64
Figura 56. Distribuição da fonte de calor em soldadura, onde temos uma forma circular da superfície da fonte(a), e uma forma hemisférica do volume da fonte (b). (Distribuição Gaussiana relacionada com a densidade da superfície da fonte $q_{fl}$ e relacionada com a densidade do volume da fonte $q_{vol}$ ), [14].	65
Figura 57. Fonte de calor do modelo “disco circular”, [14].	67
Figura 58. Distribuição normal de uma superfície circular da fonte de calor e parâmetros relacionados para uma soldadura laser (a) e para uma soldadura por arco submerso (b). O coeficiente de eficiência do laser $\eta_e$ , a potência do laser $P_1$ , o diâmetro de foco $2r_f$ , a eficiência do arco $\eta_l$ , a voltagem do arco $V$ , a intensidade $I$ , e o fluxo máximo no centro da fonte de calor $q(0)$ igual à intensidade $I_0$ , [14].	68
Figura 59. Sistema de coordenadas usado para a análise FEM do modelo de disco de acordo com Krutz e Segerlind, [14].	69
Figura 60. Fonte de calor de dupla elipsoide, juntamente com a função de distribuição de potência ao longo do eixo $\xi$ (A), Corte transversal de um cordão de soldadura por SMAW numa placa espessa de aço ao carbono ( $V=30$ V, $I=265$ A, $v=3.8$ mm/s, $g=38$ mm, $T_0=20.5$ °C), plano de referência e malha usada para a análise (D), [14].	72
Figura 61. Forma da soldadura transversal da zona de fusão onde uma dupla elipsoide é usada para aproximação da fonte de calor (A), elipsoides duplas compostas que devem ser sobrepostas para modelar mais precisamente estas soldas (B), [14].	73
Figura 62. Fonte de calor para soldadura cónica usada na análise de penetrações de maior profundidade em soldadura por feixe de elétrons e laser. Fonte cónica (A), soldadura típica de soldadura por feixe de elétrons (B), corte transversal do modelo cinemático com um plano de referência (C), zona de fusão computacionada e medida e ainda zona termicamente afetada e suas fronteiras ( $V=70$ kV, $I=40$ mA, $v=4.23$ mm/s, $g=12.7$ mm e $T_0=21$ °C), [14].	73
Figura 63. Elemento triangular linear com 3 nós e 1 ponto de integração e elemento quadrangular linear com 4 nós e 4 pontos de integração, respetivamente, [15].	75
Figura 64. Elementos tetraedro linear com 4 elementos e 1 ponto de integração, [15]	76
Figura 65. Elemento hexaedro linear com 6 nós e 2 pontos de integração e elemento hexaedro linear com 8 nós e 8 pontos de integração, respetivamente, [15].	76
Figura 66. Transformação de elementos 3D entre linear e quadrática, [15].	76

Figura 67. Transformação 2D e 3D de elementos lineares e quadráticos, [15].	77
Figura 68. Representação 2D do T-joint, e respetivas áreas de execução da malha.	78
Figura 69. Elemento de malha com um geometria boa e má respetivamente, [19].	82
Figura 70. Vista 2D do modelo de malha de elemento hexaédrico, relativo à simulação 1.	83
Figura 71. Vista 3D do modelo de malha de elemento hexaédrico, relativo à simulação 1.	83
Figura 72. Vista 2D do modelo de malha de elemento tetraédrico, relativo à simulação 10.	84
Figura 73. Vista 3D do modelo de malha de elemento tetraédrico, relativo à simulação 10.	84
Figura 74. Vista 2D do modelo de malha de elementos hexa-tetra, relativo à simulação 19.	85
Figura 75. Vista 3D do modelo de malha de elementos hexa-tetra, relativo à simulação 19.	85
Figura 76. Dados relativos a processos de soldaduras MIG-MAG e Arco elétrico para o caso específico de uma T-joint, [21].	87
Figura 77. Propriedades físicas de um cordão de soldadura por arco elétrico.	88
Figura 78. Nós de fixação e respetiva condição fronteira.	90
Figura 79. Cordão de soldadura para a iteração 12 e para os elementos do ponto $x=0$ mm.	93
Figura 80. Cordão de soldadura para a iteração 12 e para os elementos do ponto $x=0$ mm.	93
Figura 81. Cordão de soldadura para a iteração 13 e para os elementos do ponto $x=0$ mm.	94
Figura 82. Cordão de soldadura para a iteração 13 e para os elementos do ponto $x=-100$ mm.	94
Figura 83. Cordão de soldadura para a iteração 14 e para os elementos do ponto $x=0$ mm.	95
Figura 84. Cordão de soldadura para a iteração 14 e para os elementos do ponto $x=-100$ mm.	95
Figura 85. Cordão de soldadura para a iteração 15 e para os elementos do ponto $x=0$ mm.	96
Figura 86. Cordão de soldadura para a iteração 15 e para os elementos do ponto $x=-100$ mm.	96
Figura 87. Cordão de soldadura para a iteração 16 e para os elementos do ponto $x=0$ mm.	97
Figura 88. Cordão de soldadura para a iteração 16 e para os elementos do ponto $x=-100$ mm.	97
Figura 89. Cordão de soldadura para a iteração 17 e para os elementos do ponto $x=0$ mm.	98
Figura 90. Cordão de soldadura para a iteração 17 e para os elementos do ponto $x=-100$ mm.	98
Figura 91. Cordão de soldadura para a iteração 18 e para os elementos do ponto $x=0$ mm.	99
Figura 92. Cordão de soldadura para a iteração 18 e para os elementos do ponto $x=-100$ mm.	99
Figura 93. Cordão de soldadura para a iteração 19 e para os elementos do ponto $x=0$ mm.	100
Figura 94. Cordão de soldadura para a iteração 19 e para os elementos do ponto $x=-100$ mm.	100

Figura 95. Pormenor ampliado do cordão de soldadura para a iteração 14 e para os elementos do ponto $x=-100$ mm. ....	101
Figura 96. Representação da linha de curva de medição da tensão $\sigma_{xx}$ . ....	104
Figura 97. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para a simulação 1 e desenho 2D do T-joint. ....	104
Figura 98. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 1, 2 e 3. ....	105
Figura 99. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 4, 5 e 6. ....	105
Figura 100. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 7, 8 e 9. ....	106
Figura 101. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 10, 11 e 12. ....	106
Figura 102. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 13, 14 e 15. ....	107
Figura 103. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 16, 17 e 18. ....	107
Figura 104. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 19, 20 e 21. ....	108
Figura 105. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 22, 23 e 24. ....	108
Figura 106. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 25, 26 e 27. ....	109
Figura 107. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 1, 4 e 7. ....	111
Figura 108. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 2, 5 e 8. ....	111
Figura 109. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 3, 6 e 9. ....	112
Figura 110. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 10, 13 e 16. ....	112
Figura 111. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 11, 14 e 17. ....	113
Figura 112. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 12, 15 e 18. ....	113
Figura 113. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 19, 22 e 25. ....	114
Figura 114. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 20, 23 e 26. ....	114
Figura 115. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 21, 24 e 27. ....	115
Figura 116. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 1, 10 e 19. ....	116
Figura 117. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 2, 11 e 20. ....	116
Figura 118. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 3, 12 e 27. ....	117
Figura 119. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 4, 13 e 22. ....	117
Figura 120. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 5, 14 e 23. ....	118
Figura 121. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 6, 15 e 24. ....	118
Figura 122. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 7, 16 e 25. ....	119
Figura 123. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 8, 17 e 26. ....	119
Figura 124. Representação da linha de curva de medição da tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo. ....	120
Figura 125. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para as simulações 19, 20 e 21. ....	121
Figura 126. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para as simulações 22, 23 e 24. ....	121

Figura 127. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para as simulações 25 e 26.....	122
Figura 128. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para as simulações 19, 22 e 25. ....	122
Figura 129. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para as simulações 20, 23 e 26. ....	123
Figura 130. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para as simulações 22, 24 e 27. ....	123
Figura 131. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para as simulações 24, 25 e 26. ....	124
Figura 132. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para a simulação 29. ....	128
Figura 133. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 24 e 29.....	128
Figura 134. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 25 e 29.....	129
Figura 135. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as simulações 26 e 29.....	129
Figura 136. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para as simulações 24 e 29.....	130
Figura 137. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para as simulações 25 e 29.....	130
Figura 138. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para as simulações 26 e 29.....	131
Figura 139. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para a simulação 29. ....	132
Figura 140. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para as simulações 29.....	133
Figura 141. Representação tridimensional da tensão $\sigma_{xx}$ , perspetiva 1. ....	134
Figura 142. Representação tridimensional da tensão $\sigma_{xx}$ , perspetiva 2. ....	134
Figura 143. Representação tridimensional da tensão $\sigma_{xx}$ , perspetiva 3. ....	135
Figura 144. Representação tridimensional da tensão $\sigma_{xx}$ , perspetiva 4. ....	135
Figura 145. Representação tridimensional da tensão $\sigma_{xx}$ , perspetiva 5. ....	136
Figura 146. Linhas de posições 1 a 8, das várias curvas de tensão $\sigma_{xx}$ . ....	137
Figura 147. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as posições 1, 2, 4, 6 e 8. ....	137
Figura 148. Linhas de localizações 1 a 14, das várias curvas de tensão $\sigma_{xx}$ .....	138
Figura 149. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para as localizações 1, 4, 6, 8, 10, 12 e 14. ....	139
Figura 150. Curva de tensão $\sigma_{yy}$ para as posições 1, 4 e 8. ....	139
Figura 151. Curva de tensão $\sigma_{zz}$ para as posições 1, 4 e 8. ....	140
Figura 152. Curva de tensão $\tau_{xy}$ para as posições 1, 4 e 8. ....	140
Figura 153. Curva de tensão $\tau_{xz}$ para as posições 1, 4 e 8. ....	141
Figura 154. Curva de tensão $\tau_{yz}$ para as posições 1, 4 e 8. ....	141

Figura 155. Curva de deslocamento xx para as posições 1, 4 e 8. ....	142
Figura 156. Curva de deslocamento yy para as posições 1, 4 e 8. ....	142
Figura 157. Curva de deslocamento zz para as posições 1, 4 e 8. ....	143
Figura 158. Curva de deformação $\epsilon_{xx}$ para as posições 1, 4 e 8. ....	143
Figura 159. Curva de deformação $\epsilon_{yy}$ para as posições 1, 4 e 8. ....	144
Figura 160. Curva de deformação $\epsilon_{zz}$ para as posições 1, 4 e 8. ....	144
Figura 161. Curvas de proporções de fase do material. ....	145
Figura 162. Campo de tensão $\sigma_{xx}$ , em MPa. ....	146
Figura 163. Campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises, em MPa. ....	146
Figura 164. Campo de deslocamento equivalente, em mm. ....	147
Figura 165. Campo de deformação $\epsilon$ . ....	147
Figura 166. Campo de deformação $\epsilon$ total plástica. ....	148
Figura 167. Campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 50 vezes e para uma malha de elementos quadráticos, em mm. ....	149
Figura 168. Campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 50 vezes e para uma malha de elementos lineares, em mm. ....	149
Figura 169. Representação 2D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 50 vezes e para uma malha de elementos quadráticos, em mm. ....	150
Figura 170. Representação 2D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 50 vezes e para uma malha de elementos lineares, em mm. ....	150
Figura 171. Vista contrária da representação 2D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 50 vezes e para uma malha de elementos lineares, em mm. ....	151
Figura 172. Representação 2D do campo de deslocamento equivalente, para um corte de secção a meio do modelo e para malha de elementos quadráticos, em mm. ....	151
Figura 173. Representação 2D do campo de deslocamento equivalente, para um corte de secção a meio do modelo e para malha de elementos lineares, em mm. ....	152
Figura 174. Representação do campo de deslocamento equivalente, para vários cortes de secção ao longo modelo e para malha de elementos lineares, em mm. ....	152
Figura 175. Representação do campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises, para vários cortes de secção ao longo modelo e para malha de elementos lineares, em MPa. ....	153
Figura 176. Representação esquemática dos componentes soldados assim como a região da ligação designada “à superfície”, S, e “em profundidade”, P. ....	157
Figura 177. Representação dos cortes perpendiculares aos cordões realizados. ....	158
Figura 178. Amostras da soldadura laser à superfície a), e em profundidade b) e c), amostra 1 e 2 respetivamente. ....	158
Figura 179. Representação 2D do Permutador, e respetivas áreas de execução da malha. ....	167

Figura 180. Pormenor da representação 2D do Permutador, e respetivas áreas de execução da malha.....	168
Figura 181. Propriedades físicas de um cordão de soldadura laser.....	170
Figura 182. Nós de fixação e respetiva condição fronteira.....	172
Figura 183. Campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises para malha de elementos quadráticos, em MPa.....	174
Figura 184. Campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises para malha de elementos lineares, em MPa.....	174
Figura 185. Campo de deslocamento equivalente para malha de elementos quadráticos, em mm.....	175
Figura 186. Campo de deslocamento equivalente para malha de elementos lineares, em mm.....	175
Figura 187. Campo de deformação $\epsilon$ para malha de elementos quadráticos.....	176
Figura 188. Campo de deformação $\epsilon$ para malha de elementos lineares.....	176
Figura 189. Campo de deformação $\epsilon$ total plástica para malha de elementos quadráticos.....	177
Figura 190. Campo de deformação $\epsilon$ total plástica para malha de elementos lineares.....	177
Figura 191. Representação 3D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 25 vezes e para uma malha de elementos quadráticos, em mm.....	179
Figura 192. Representação 3D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 25 vezes e para uma malha de elementos lineares, em mm.....	179
Figura 193. Representação 2D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 25 vezes e para uma malha de elementos quadráticos, em mm.....	180
Figura 194. Representação 2D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 25 vezes e para uma malha de elementos lineares, em mm.....	180
Figura 195. Vista contrária da representação 2D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 25 vezes e para uma malha de elementos lineares, em mm.....	181
Figura 196. Representação do campo de deslocamento equivalente, para vários cortes de secção ao longo modelo e para malha de elementos lineares, em mm.....	181
Figura 197. Representação do campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises, para vários cortes de secção ao longo modelo e para malha de elementos lineares, em MPa.....	182
Figura 198. Representação 2D do T-joint com dupla soldadura, e respetivas áreas de execução da malha.....	184
Figura 199. Nós de fixação e respetiva condição fronteira.....	187
Figura 200. Campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises para malha de elementos quadráticos.....	189
Figura 201. Campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises para malha de elementos quadráticos e vista do modelo sobre o segundo cordão de soldadura.....	189
Figura 202. Campo de deslocamento equivalente para malha de elementos quadráticos.....	190

Figura 203. Campo de deslocamento equivalente para malha de elementos quadráticos e vista do modelo sobre o segundo cordão de soldadura.....	190
Figura 204. Campo de deformação $\epsilon$ para malha de elementos quadráticos. ....	191
Figura 205. Campo de deformação $\epsilon$ para malha de elementos quadráticos e vista do modelo sobre o segundo cordão de soldadura.....	191
Figura 206. Campo de deformação $\epsilon$ total plástica para malha de elementos quadráticos. ..	192
Figura 207. Campo de deformação $\epsilon$ total plástica para malha de elementos quadráticos e vista do modelo sobre o segundo cordão de soldadura.....	192
Figura 208. Campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises para malha de elementos quadráticos e vista frontal do modelo.....	193
Figura 209. Campo de deslocamento equivalente para malha de elementos quadráticos e vista frontal do modelo.....	193
Figura 210. Campo de deformação $\epsilon$ para malha de elementos quadráticos e vista frontal do modelo.....	194
Figura 211. Campo de deformação $\epsilon$ total plástica para malha de elementos quadráticos e vista frontal do modelo.....	194
Figura 212. Representação da linha de curva de medição da tensão $\sigma_{xx}$ .....	196
Figura 213. Representação da linha de curva de medição da tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para o lado da 1 <sup>o</sup> soldadura. ....	196
Figura 214. Representação da linha de curva de medição da tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para o lado da 2 <sup>o</sup> soldadura. ....	197
Figura 215. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ para a simulação 1 e 29. ....	197
Figura 216. Curva de tensão $\sigma_{xx}$ ao longo do comprimento do modelo para as simulações 1 (1 <sup>o</sup> e 2 <sup>o</sup> soldadura) e 29. ....	198



## Lista de Tabelas

Tabela 1. Tarefas do revestimento de um elétrodo, [2] .....	11
Tabela 2. Efeito dos materiais brutos constituintes do revestimento, [2]. .....	12
Tabela 3. Códigos para os vários tipos de revestimento, [2]. .....	13
Tabela 4. Dimensões e amperagem dos elétrodos, [2]. .....	17
Tabela 5. Lasers de estado sólido no processamento de material, [2]. .....	24
Tabela 6. Características de saída para o processo laser Nd: YAG, [5]. .....	26
Tabela 7. Parâmetros do laser, [7]. .....	35
Tabela 8. Parâmetros do processo, [7]. .....	35
Tabela 9. Parâmetros da peça, [7]. .....	36
Tabela 10. Valores de referência da largura da folga e do desalinhamento da borda, [2]. .....	38
Tabela 11. Defeitos (irregularidades) da soldadura laser, suas causas e formas de prevenção, [2]. .....	40
Tabela 12. Visão geral dos laser TruDisk, [10]. .....	45
Tabela 13. Dados técnicos dos lasers TruDisk da série 300x, [10]. .....	46
Tabela 14. Classificação das técnicas de medição de tensões residuais, [11]. .....	54
Tabela 15. Parte do catálogo relativo à informação de malha das simulações realizadas para o modelo do T-joint. ....	81
Tabela 16. Propriedades da soldadura que diferiram entre as várias iterações. ....	92
Tabela 17. Parte do catálogo relativo à informação do tempo de cálculo das simulações realizadas para o modelo do T-joint. ....	102
Tabela 18. Parte do catálogo relativo à informação de malha das simulações realizadas para o modelo T-joint para a malha quadrática. ....	127
Tabela 19. Parte do catálogo relativo à informação do tempo de cálculo das simulações realizadas para o modelo T-joint para a malha quadrática. ....	127
Tabela 20. Variação da temperatura ao longo do processo de soldadura. ....	154
Tabela 21. Imagens retiradas do microscópio, para a soldadura à superfície e para as lentes x5 e x10. ....	159
Tabela 22. Imagens retiradas do microscópio, para a soldadura à superfície, na zona da chapa e para as lentes x20 e x50. ....	161
Tabela 23. Imagens retiradas do microscópio, para a soldadura à superfície, na zona do cilindro e para as lentes x20 e x50. ....	162
Tabela 24. Imagens retiradas do microscópio, para a soldadura em profundidade e para as lentes x5 e x10. ....	163
Tabela 25. Imagens retiradas do microscópio, para a soldadura em profundidade, na zona da chapa e para as lentes x20 e x50. ....	164
Tabela 26. Imagens retiradas do microscópio, para a soldadura em profundidade, na zona do cilindro e para as lentes x20 e x50. ....	165

Tabela 27. Parte do catálogo relativo à informação de malha das simulações realizadas para o modelo do permutador. ....	168
Tabela 28. Parte do catálogo relativo à informação do tempo de cálculo das simulações realizadas para o modelo do permutador. ....	173
Tabela 29. Parte do catálogo relativo à informação de malha das simulações realizadas para o modelo do permutador. ....	184
Tabela 30. Parte do catálogo relativo à informação do tempo de cálculo das simulações realizadas para o modelo do permutador. ....	188

## **Lista de acrónimos**

ISO – International Organization for Standardization;

AWS – American Welding Society;

GTAW – Gas Tungsten Arc Welding

GMAW – Gas Shield Metal Arc Welding

DIN – German Institute for Standardization

SMAW – Shielded Metal Arc Welding

EN – European Standard

AC – Alternating Current

DC – Direct Current

OCV – Open-Circuit Voltage

MAG – Metal Active Gas

MIG – Metal Inert Gas

LASER – Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation

TEM – Transmission Electron Microscopy

UV – Ultraviolet

IR – Infrared

HF – High Frequency

PDE – Partial Differential Equation

IE – Integral Equation

FE – Finite Element

FEM – Finite Element Model

# 1 Introdução

No âmbito da dissertação final do curso de mestrado integrado em engenharia mecânica na Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto foi proposto a realização de um trabalho baseado na modelação numérica de processos de soldadura usando o software Sysweld da ESI Group.

A ESI Group é uma empresa de base tecnológica vocacionada para a criação de software que permita às empresas a realização de projetos, melhoria de processos e criação de equipamentos.

O software Sysweld da empresa referida é um software que permite a simulação computacional de tratamentos térmicos e processos de soldadura, através da utilização de elementos finitos.

Assim através da utilização deste software foi pretendido a análise de alguns casos de estudo de processos de soldadura relevantes para a compreensão do funcionamento do software, assim como do comportamento de um modelo quando sujeito a este tipo de processos.

Com este intuito, este trabalho foi dividido em 6 capítulos principais os quais serão de seguida sumariamente descritos.

No capítulo 1, o qual diz respeito ao presente texto e o qual nos descreve o contexto geral desta dissertação, assim como o seu tema e ferramentas utilizadas. Este capítulo faz ainda uma síntese do assunto tratado em cada um dos capítulos constituintes deste trabalho.

No capítulo 2, é realizada uma abordagem teórica dos assuntos mais relevantes abordados ao longo deste trabalho. Esse capítulo é iniciado com um pequeno conceito de soldadura seguido da história da sua evolução ao longo dos tempos. Temos depois uma exposição detalhada dos processos de soldadura utilizados na realização deste trabalho e os quais foram o processo de soldadura por arco elétrico e o processo de soldadura laser. Esta exposição dá-nos a conhecer enúmeros aspetos de cada um dos processos, assim como suas características, vantagens, desvantagens, vertentes de utilização, defeitos, etc. Após essa exposição, é apresentada uma breve explicação de tensões residuais e distorções em processos de soldadura. No que diz respeito às tensões residuais, esta explicação incide no seu fundamento, ocorrência, análise e ainda medição. Já no que diz respeito às distorções, é apenas feita uma abordagem aos vários tipos fundamentais destas assim como a abordagem a utilizar para a resolução deste tipo de problemas. Por fim neste capítulo, é feita uma breve explicação da mecânica computacional de um processo de soldadura, mais especificamente do seu comportamento termo-mecânico e dos modelos de fontes de calor existentes e utilizados para a resolução computacional destes processos. É a compreensão destes fatores, e aliado ao elementos finitos que permite a simulação computacional destes processos de soldadura.

No capítulo 3, é realizada uma análise da sensibilidade de malha de elementos finitos para um modelo de um *T-joint* de apenas um cordão de canto e para um processo de soldadura por arco elétrico. Essa análise de malha permite perceber o comportamento de um modelo para diferentes propriedades da malha. Assim é possível perceber quais as propriedades de malha ideais para a simulação de um determinado modelo.

O capítulo 4, diz respeito a um caso de estudo proposto de um modelo de um detalhe de um permutador de calor (ligação tubo/chapa rectangular). Para esse modelo é realizada uma análise do seu comportamento para um processo de soldadura alternativo ao primeiro, processo

de soldadura laser. Desta forma este capítulo permite estudar um processo de soldadura diferente, assim como também um modelo de complexidade geométrica superior.

No capítulo 5, é realizada uma análise comparativa entre o modelo *T-joint* de apenas um cordão de soldadura com um modelo *T-joint* de dois cordões de soldadura. Essa análise permite a percepção do comportamento deste modelo aquando da introdução de um segundo processo de soldadura e da execução do segundo cordão.

O capítulo 6, último capítulo, diz respeito às considerações e conclusões finais deste trabalho. Neste apresentam-se as conclusões gerais com base nas conclusões parcelares apresentadas ao longo da realização deste texto assim como também algumas perspectivas de trabalho futuro para a continuação e complementação deste trabalho.

A conclusão obtida foi que o software Sysweld da empresa ESI Group permite modelar de uma forma muito satisfatória processos de soldadura. Desta forma possibilita a compreensão do comportamento de diferentes modelos a diferentes processos de soldadura, assim como a compreensão do efeitos térmicos adjacentes desses processos. Por outro lado este software apresenta alguma complexidade de utilização e ainda uma grande exigência computacional. Desta forma limita a análise destes modelos os quais concentram-se em detalhes de estruturas ao invés de estruturas completas.

## 2 Estado da Arte

### 2.1 Conceito de soldadura

A noção de soldadura é, na sua forma mais simples, um processo de união localizada de materiais, similares ou não, de uma forma permanente. Na sua forma mais técnica e referenciando H.Granjon, [1], que por sua vez se baseia na ideia de continuidade encontrada na norma ISO R857 (1958 e atualizada desde então), a soldadura é uma operação através da qual é obtida continuidade entre peças de uma montagem, por vários meios que serão referidos mais tarde. O lema que aparece no brasão do The Welding Institute diz apenas “e duobus unum”, que significa “dois tornam-se num”.

A norma ISO 857-1 explica que a soldadura em metais é uma operação que os une por meio de calor, pressão ou ambos, de forma a que exista uma continuidade entre os metais que foram unidos, [2].

Esta definição, válida para qualquer material incluindo o plástico, é aplicada totalmente a metais e ligas, na medida em que esta operação consiste no estabelecimento de continuidade metálica entre as peças a serem montadas. A um nível macroscópico, a continuidade metálica implica a ausência de materiais não metálicos entre as peças unidas, assim que a montagem esteja concluída. Nesta, a união por soldadura é diferente da conseguida através de rebitagem, aparafusamento e até mesmo colagem. A continuidade assim definida não implica homogeneidade da composição química através da junção. A soldadura pode ser homogénea (por exemplo, uma soldadura em aço leve com material de adição do mesmo tipo) ou deliberadamente dissimilar (por exemplo, uma soldadura entre ferro fundido e alumínio com bronze como material de adição). Na área de união pode ainda ser encontrada heterogeneidade não intencional resultante do próprio processo de soldadura (por exemplo, descarbonatação com soldadura em aço), [1].

Num exame mais aprofundado, o que acontece em relação à estrutura dos cristais revela mais da natureza da continuidade metálica conseguida através da soldadura. Antes dessa operação, os átomos de cada peça a ser montada estão reunidos em dois grupos distintos. Após a soldadura, a continuidade metálica mostra-se na medida em que estes dois grupos uniram-se numa só entidade, sem a interposição de nenhum átomo estranho. Isto é o que está representado na Figura 1, onde na montagem AB resultante da operação de soldadura, a linha a tracejado delimita a fronteira de fusão, a qual separa ambos os lados dos átomos originalmente separados na peça A e B. A característica principal da operação de soldadura incide no facto de que a fronteira de fusão não contém descontinuidade metalúrgica nos átomos presentes. Todos os processos de soldadura devem assim, incluir um processo de eliminação dos átomos estranho, não metálicos, que podem prejudicar a união, [1].

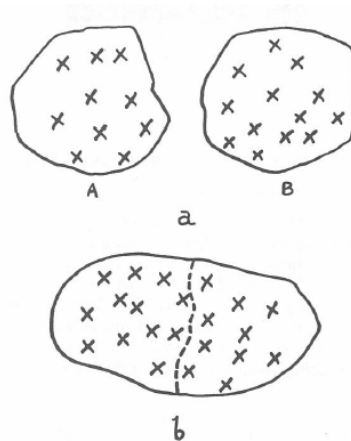


Figura 1. Natureza da continuidade do metal: átomos constituintes das peças A e B, pertencendo inicialmente a dois conjuntos separados (a), formando um só conjunto após a soldadura (b), [1].

## 2.2 Soldadura: sua evolução

Os primeiros exemplos de soldadura chegam da idade do bronze: pequenas caixas circulares em ouro foram feitas através da soldadura por pressão originando juntas de sobreposição. É estimado que estas caixas tenham sido feitas há mais de 2000 anos. Durante a idade do ferro os Egípcios e outros no Mediterrâneo Oriental aprenderam a soldar peças de ferro. Muitas ferramentas foram encontradas, as quais foram feitas aproximadamente em 1000 aC. Durante a idade média, a arte dos ferreiros foi desenvolvida e muitas peças de ferro foram produzidas através do uso de soldadura por batimento com uso de martelos ou instrumentos semelhantes. Só a partir do século XIX é que a soldadura foi inventada da forma como a conhecemos hoje, [3].

Por volta de 1836 é descoberto o acetileno por Edmund Davy. A produção de um arco entre duas varas de carbono usando uma bateria é creditada a Sir Humphry Davy em 1800. Em meados do século XIX foi inventado o gerador elétrico e o arco elétrico tornou-se popular. Durante o final deste século, foram desenvolvidos a soldadura por gás e por corte. O arco elétrico com varas de carbono e varas de metal foram desenvolvidos e a soldadura por resistência tornou-se um processo de união prático, [3].

Aproximadamente em 1900, Strohmenger introduziu o elétrodo de metal revestido na Grã-Bretanha. Havia um revestimento fino de cal ou argila, mas permitia a formação de um arco mais estável. Oscar Kjellberg inventou o elétrodo revestido durante o período entre 1907 e 1914. O elétrodo em vara era produzido mergulhando fios curtos de ferro descoberto em misturas grossas de carbonatos e silicatos, e permitindo que o revestimento secasse. Entretanto foram desenvolvidos os processos de soldadura por resistência, incluindo a soldadura por ponto, por costura, por projeção e ainda por flash. Elihu Thompson originou a soldadura por resistência, patenteada entre 1885 e 1900. Em 1903, Goldschmidt inventou a soldadura aluminotérmica, a qual foi a primeira a ser usada na soldadura dos caminhos-de-ferro. A soldadura a gás e por corte estavam também já aperfeiçoadas durante este período. A produção de oxigénio e mais tarde de ar líquido, juntamente com a introdução da tocha em 1887, ajudaram a desenvolver ambos. Antes de 1900, o hidrogénio e o gás de hulha eram usados com oxigénio. Contudo, por volta de 1900 foi desenvolvida a tocha adequada ao uso de acetileno de baixa pressão, [3].

A primeira guerra mundial trouxe consigo uma tremenda demanda de produção de armamento. Muitas companhias nasceram na América e na Europa para produzirem máquinas de soldadura e elétrodos capazes de satisfazer as necessidades exigidas, [3].

Imediatamente após a guerra, em 1919, 20 membros da Wartime Welding Committee da Emergency Fleet Corporation seguindo a liderança de Comfort Avery Adams, fundaram a American Welding Society (AWS) como uma organização não lucrativa dedicada ao avanço da soldadura e processos afins. A corrente continua foi inventada em 1919 por C.J.Holslag, contudo só se tornou popular a partir dos anos 30, quando o eléctrodo muito revestido encontrou um uso muito difundido, [3].

Em 1920 foi introduzida a soldadura automática, utilizando elétrodos sem revestimento operados com corrente direta e utilizando a tensão do arco como base para a regulação da taxa de deposição. A soldadura automática foi inventada por P.O. Nobel da General Electric Company. Foi usada para a construção de eixos motores e rodas de guias. Também foi usada na indústria automóvel para produzir carcaças para o eixo traseiro. Durante os anos 20, vários processos de soldadura com elétrodos foram desenvolvidas. Neste período houve ainda alguma controvérsia relativamente às vantagens do revestimento pesado contra o revestimento leve nos elétrodos. Por volta de 1930, os elétrodos revestidos eram muito usados, e começaram a aparecer códigos de soldadura que requeriam metal de solda de alta qualidade, o que aumentou o uso de elétrodos revestidos, [3].

Durantes os anos 20 existiu ainda uma pesquisa considerável na proteção do arco e da área de soldadura pela aplicação de gases. A atmosfera de oxigénio e azoto em contacto com o metal de soldadura fundido causava cordões de soldadura frágeis e com porosidades. Alexander e Langmuir trabalharam em câmaras usando hidrogénio como atmosfera de soldadura. Estes começaram por usar elétrodos de carbono passando mais tarde a usar elétrodos de tungsténio. O hidrogénio foi mudado para hidrogénio atómico no arco. Este arco produzia metade do calor produzido pela chama de oxiacetileno. Assim este processo tornou-se o processo de soldadura de hidrogénio atómico que apesar de nunca se ter tornado popular, foi usado durante os anos 30 e 40 para aplicações especiais de soldadura e mais tarde na soldadura de ferramentas em aço. Durante o mesmo período de criação deste processo, H.M. Hobart e P.K. Devers fizeram trabalhos semelhantes, mas utilizando atmosferas de argon e hélio. Estes mostraram ainda a soldadura com um bocal concêntrico e com o eléctrodo sendo alimentado como arame por esse mesmo bocal. Este processo viria a ser desenvolvido mais tarde, [3].

A soldadura por pernos foi desenvolvida em meados de 1930 na New York Navy Yard, especialmente para a ligação de chão de madeira sobre uma superfície metálica. A soldadura *stud* tornou-se assim popular na construção de barcos e na indústria de construção. Neste período o processo automático de soldadura por arco submerso tornou-se popular. Este processo de soldadura de arco “sufocado” ou “sob pó”, foi desenvolvido pela National Tube Company para um moinho de tubulação na McKeesport, Pennsylvania. Foi criado por forma a fazer a costura longitudinal num tubo, e usado durante a construção de defesas em 1938 em estaleiros e fábricas de munições. É um dos processos de soldadura mais produtivos e continua a ser popular atualmente, [3].

O processo de soldadura com arco de tungsténio e gás (Gas Tungsten Arc Welding, GTAW), patenteado em 1890 por C.L. Croffin, usava uma atmosfera de um gás não oxidante. Este processo foi refinado nos anos 20 por H.M. Hobart, usando hélio como gás de proteção, e por P.K. Devers que usou argon. Este processo era ideal para soldar magnésio e também aço inoxidável e alumínio. Foi aperfeiçoado em 1941, patenteado por Meredith, e designado Heliarc



welding. Foi mais tarde licenciado pela Linde Air Products, empresa que desenvolveu a tocha refrigerada por água. Este processo tornou-se um dos mais importantes. O processo de soldadura com arco de metal e gás de proteção (Gas Shield Metal Arc Welding, GMAW) foi desenvolvido pelo Battelle Memorial Institute em 1948 com o patrocínio da Air Reduction Company. Este desenvolvimento utilizava o gás de proteção do arco semelhante ao gás do arco de tungsténio, mas trocando o eléctrodo de tungsténio por uma alimentação contínua de eléctrodo em fio. O diâmetro pequeno do fio e a voltagem constante da fonte, popularizaram o processo. Este princípio foi patenteado por H.E. Kennedy. A introdução inicial deste processo foi para a soldadura de metais não ferrosos. A alta taxa de deposição levou os utilizadores a tentar o processo com aço. O custo do gás inerte era relativamente mais caro e assim a poupança nos custos não era imediatamente disponível, [3].

Em 1953, Lyubavskii e Novoshilov apresentaram a soldadura com eléctrodos consumíveis em atmosfera de gás  $\text{CO}_2$ . Este processo de soldadura imediatamente ganhou interesse, visto que utilizava o equipamento desenvolvido para soldadura com arco de metal e gás inerte, mas podia agora ser utilizado para soldar aço de forma económica. Este processo tornou-se mais usado após a introdução de fios de eléctrodo de menor diâmetro e refinamento das fontes de alimentação. Outra variação deste processo foi o uso de gás inerte com pequenas quantidades de oxigénio que proporcionavam uma transferência do arco tipo pulverizador. Este tornou-se popular no início dos anos 60. Uma recente variação é o uso de corrente pulsada, onde a corrente varia de um valor alto para um baixo a uma taxa de uma ou duas vezes a frequência da linha, [3].

Logo após a introdução da soldadura com  $\text{CO}_2$ , foi desenvolvida uma variação que utilizava um fio eléctrodo especial. Este fio, descrito como sendo um eléctrodo “dentro-fora”, era tubular em secção transversal com os agentes de fluxo no seu interior. Este processo era designado como Dualshield e foi inventado pela empresa Bernard em 1954. Em 1959, foi produzido um eléctrodo deste tipo que não requeria o uso de um gás externo como proteção. A soldadura electro-escória foi um processo anunciado por engenheiros Soviéticos na Exposição Universal de Bruxelas em 1958. Tinha sido utilizada na União Soviética desde 1951, mas era baseada no trabalho feito nos Estados Unidos por R.K. Hopkins, que registou as patentes em 1940. Este processo foi aperfeiçoado e equipamento relevante foi desenvolvido no Paton Institute Laboratory em Kiev, Ucrânia, e ainda no Welding Research Laboratory em Bratislava, Checoslováquia, atual Eslováquia. A primeira produção usada nos Estados Unidos, na Electromotive Division da General Motors Corporation em Chicago, onde foi chamado de electro moldagem. Foi anunciado em dezembro de 1959 para a fabricação de blocos de motores diesel soldados. O processo e sua variação, usando um tubo guia consumível, é usado para soldadura de materiais mais espessos. A Arcos Corporation introduziu outro método de soldadura vertical chamado electro gás em 1961. Este utilizava o equipamento desenvolvido para soldadura electro-escória, mas empregava um fio eléctrodo “flux-cored” e uma fonte externa de gás de proteção. Uma versão mais recente usa um fio eléctrodo auto protetor e uma outra variação usa um fio sólido com um gás de proteção. Estes métodos permitem a soldadura de materiais finos, ao contrário da soldadura electro-escória, [3].

Robert F. Gage inventou a soldadura por arco de plasma em 1957. Este processo utilizava um arco constrito ou através de um orifício, o qual criava um arco de plasma que apresentava uma temperatura superior à conseguida com o arco de tungsténio. É ainda utilizado para a pulverização de metal e corte, [3].

O processo de soldadura por feixe de eletrões, utilizando um feixe focado de eletrões como fonte de calor numa câmara de vácuo, foi desenvolvido em França, e apresentado a público pela primeira vez a 23 de novembro de 1957 por J.A. Stohr do Commisariat à l'Énergie Atomique, [3].

Mais recentemente foram criados processos como a soldadura por fricção, a qual utiliza a velocidade rotacional e uma pressão para conseguir calor por fricção. Este processo foi desenvolvido na União Soviética, indicado apenas quando existe um grande volume de peças iguais ou semelhantes a serem soldadas, pois é um processo que apresenta uma grande despesa inicial de equipamento e ferramentas. A soldadura laser é um dos mais recentes processos criados. O laser foi originalmente desenvolvido em Bell Telephone Laboratories como um dispositivo de comunicação. Por causa da enorme concentração de energia num espaço pequeno, este provou ser eficiente como uma fonte de calor. Tem sido usado para o corte de materiais metálicos e não metálicos. O laser tem ainda encontrado aplicações de soldadura em operações metalúrgicas, [3].

### 2.3 Processos de soldadura

Novos processos de soldadura e melhorias de processos existentes estão constantemente a ser desenvolvidos de forma a obter propriedades na junta de soldadura idênticas às do metal de base. Isto é devido à necessidade de melhorar a aparência na área da junta de soldadura, de aumentar a velocidade e ainda reduzir o custo de fabrico de uma junta soldada. O processo ideal procurado permitiria a união de dois componentes com apenas uma simples preparação dos bordos dos componentes no local a soldar, por um processo engenhoso de reformulação das forças atómicas, causando rapidamente o colapso do bordo criando uma secção continua e homogénea. Cada um dos processos de soldadura existentes fica aquém deste objetivo. Distorções, tensões residuais e zona afetada termicamente são algumas das condições não desejadas que acompanham uma operação de soldadura. Apesar das deficiências conhecidas, a soldadura continua a avançar como método de união favorito devido às suas numerosas vantagens sobre a fixação mecânica, a colagem, os adesivos e ainda outros meios de união. Muito deste progresso pode ser creditado ao trabalho intenso que tem sido levado a cabo no campo da soldadura de forma a conseguir desenvolver processos novos e melhores, [4].

Através do autor Robert Killing, [2], e de acordo com a norma ISO 857-1 é possível a classificação desses processos de soldadura em dois tipos diferentes:

- Soldadura por pressão: Soldadura em que é aplicada uma força externa suficiente para causar mais ou menos deformação plástica de ambas as superfícies em contacto, geralmente sem o uso de nenhum material de adição.
- Soldadura por fusão: Soldadura sem a aplicação de uma força externa onde as superfícies em contacto têm de ser fundidas. Usualmente, mas não necessariamente, é adicionado material de adição.

Tendo em atenção o propósito da soldadura, esta pode ainda ser dividida em:

- Ligação: Produção de uma conexão permanente entre duas ou mais peças de trabalho por soldadura.
- Revestimento: Produção de uma camada de metal, por soldadura, numa peça de trabalho por forma a obter propriedades ou dimensões desejadas.

A norma DIN 1910-2 dá uma visão global dos processos de soldadura existentes. Na Figura 2 e na Figura 3 estão incluídos os processos mais importantes para a soldadura de metais segundo esta norma. Outras partes desta tratam de diferentes grupos dos processos em maior detalhe, tal como processos de soldadura de plástico.

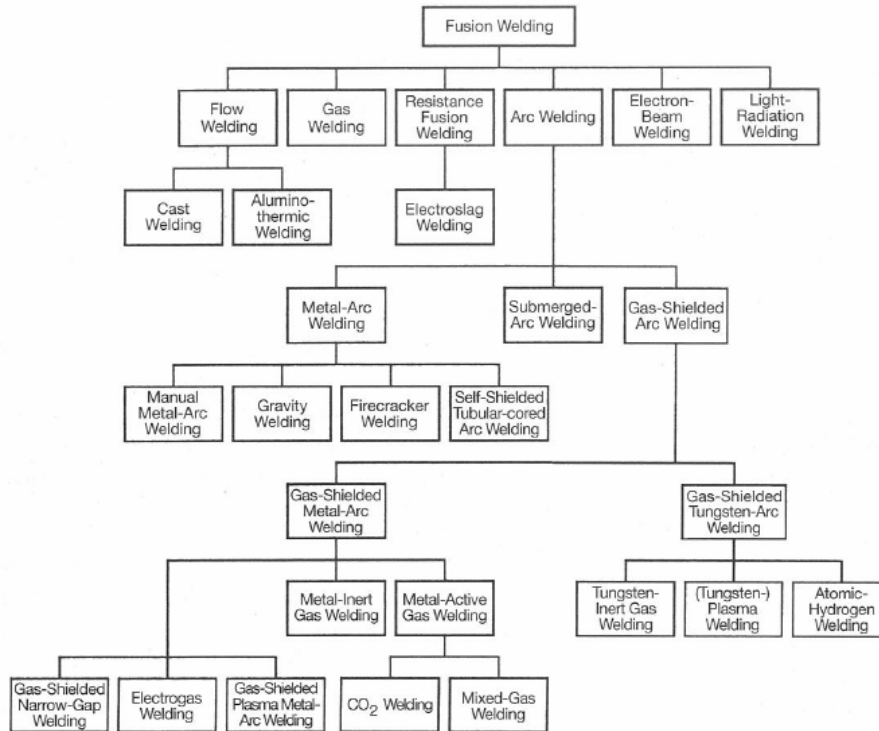


Figura 2. Classificação dos processos de soldadura por fusão com referência à norma DIN 1910-2, [2].

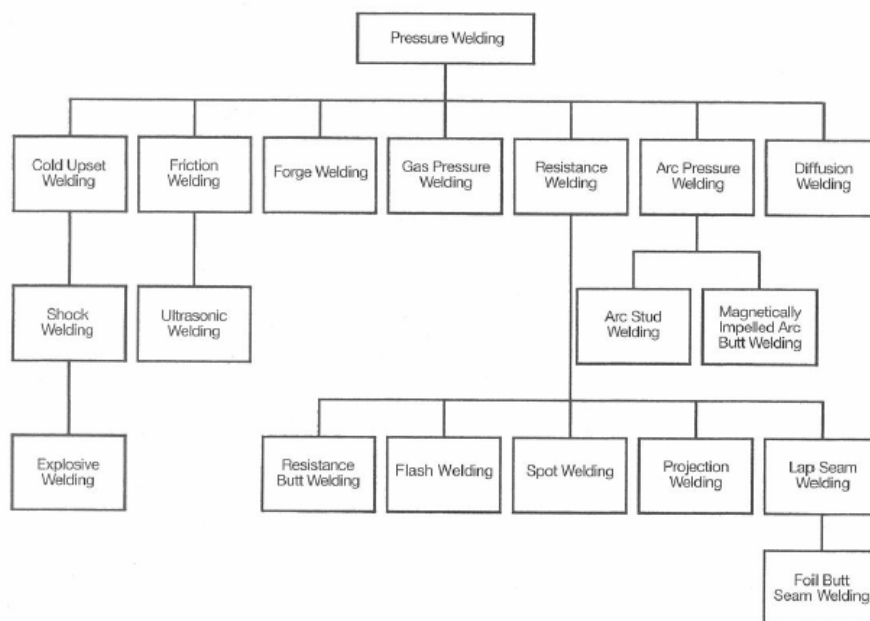


Figura 3. Classificação dos processos de soldadura por pressão com referência à norma DIN 1910-2, [2].

A título de curiosidade, e de forma a dar a conhecer outros mapas de processos de soldadura que apresentam a informação de forma diferente, está apresentado na Figura 4 o mapa de processos de soldadura apresentado pela AWS (American Welding Society) em, [4]. Este mapa tem como benefício a facilidade de consulta dos vários processos existentes, visto estes serem apresentados em formato de árvore e ainda por apresentar os processos todos através do seu nome específico. O mapa tendo sido transcrito de uma obra antiga, não inclui alguns processos criados mais recentemente.

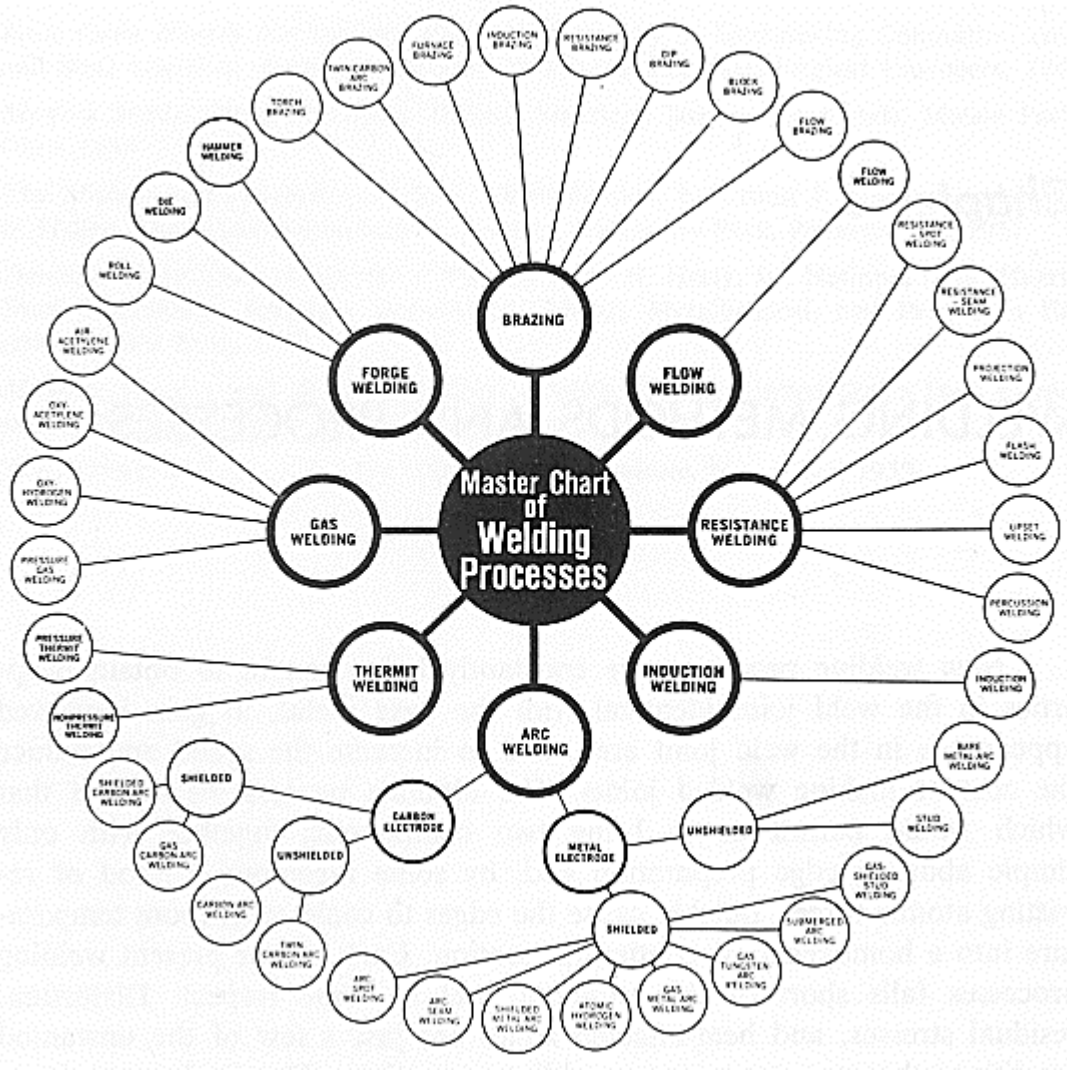


Figura 4. Mapa de processos de soldadura segundo a American Welding Society, [4].

### 2.3.1 Soldadura por arco eléctrico com eléctrodo revestido

#### Definição e descrição geral

Soldadura por arco eléctrico com eléctrodo revestido, mais conhecida como Shielded Metal Arc Welding (SMAW), é um processo de soldadura por arco que consiste na união de metal através de uma fonte de calor produzida por um arco eléctrico que é mantido entre a ponta do eléctrodo revestido e a superfície da base de metal onde a junta está a ser soldada, [5].

O núcleo do eléctrodo revestido consiste numa vara de metal sólido, ou de material moldado ou ainda de pó metálico encapsulado num invólucro metálico. A vara do núcleo conduz a corrente eléctrica até ao arco e proporciona metal de adição à junta. As funções primárias da cobertura do eléctrodo são proporcionar estabilidade ao arco e ainda proteger o metal fundido da atmosfera com os gases criados através da decomposição da cobertura do eléctrodo devido ao calor do arco. A protecção empregada, juntamente com outros ingredientes do revestimento e com o fio do núcleo, controlam largamente as propriedades mecânica, a composição química, e a estrutura metalúrgica do metal da soldadura, assim como as características do arco. A composição do revestimento do eléctrodo varia de acordo com o tipo de eléctrodo, [5].

#### Princípios de operação

Este processo de soldadura é de longe o mais usado de entre todos os processos de arco eléctrico. Este emprega o calor do arco para fundir o metal base e a ponta do eléctrodo revestido consumível. O eléctrodo e a base de trabalho formam uma parte de um circuito tal como é mostrado na figura 5. Este circuito começa com a fonte de corrente eléctrica e inclui os cabos de soldar, o porta eléctrodos, uma peça de conexão à superfície de trabalho, a peça de trabalho, e ainda o arco de soldadura do eléctrodo. Um dos dois cabos está acoplado à peça de trabalho, enquanto o outro está acoplado à peça que segura o eléctrodo, [5].

A soldadura começa quando o arco eléctrico é formado entre a ponta do eléctrodo e a base de trabalho. O calor intenso produzido funde a ponta do eléctrodo e a superfície de trabalho junto ao arco. Formam-se pequenos glóbulos de metal fundido na ponta do eléctrodo e logo são transferidos através da corrente do arco para a poça de soldadura fundida. Desta forma o material de adição vai sendo depositado e o eléctrodo consumido. O arco é movido através da zona de trabalho, a uma velocidade e comprimento do arco apropriado, fundindo sempre uma porção do material base e adicionando parte do material de adição do eléctrodo. Visto o arco ser uma das fontes de calor comerciais mais potentes, com temperatura a chegar aos 5000 °C, o material de base funde quase instantaneamente assim que o arco se inicia. Este processo requer corrente eléctrica suficiente de forma a fundir material suficiente da base de trabalho e do eléctrodo. Requer ainda uma abertura entre a ponta do eléctrodo e do material de base ou poça de soldadura fundida. Estas condições são necessárias para se conseguir a união. Os tamanhos e tipos de eléctrodos para este tipo de soldadura definem a voltagem requerida (normalmente entre 16 a 40V) e a amperagem (normalmente entre 20 a 550A). A corrente pode ainda ser directa ou alternada, sendo que a fonte de corrente deve permitir o controlo da potencia de forma a manter esta numa variação razoável e que possibilite a correcta resposta às variáveis complexas do processo de soldadura, [5].

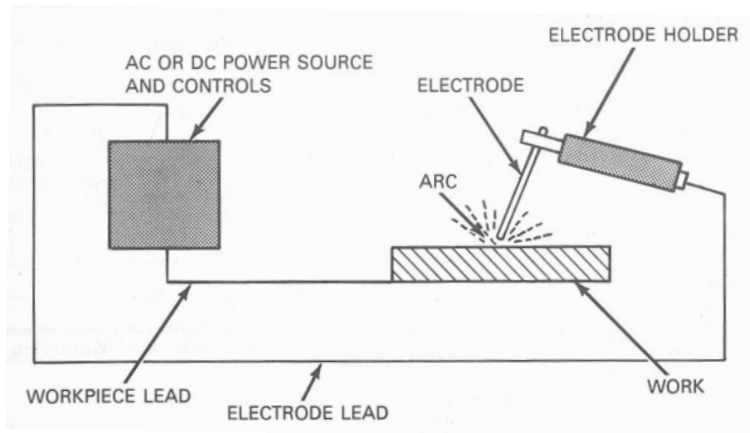


Figura 5. Elementos de um circuito típico de soldadura por arco elétrico com eletrodo revestido, [5].

### Eléttodos revestidos

O revestimento do eletrodo desempenha diversas funções, sendo que as principais são facilitar a ignição e a soldadura, proteger o material soldado da atmosfera em redor formando escória e gás protetor e ainda exercer influência metalúrgica no material. De uma forma mais detalhada são apresentadas as tarefas solicitadas do revestimento do eletrodo na Tabela 1, [2].

Tabela 1. Tarefas do revestimento de um eletrodo, [2]

Improvement of the conductivity: <ul style="list-style-type: none"> <li>• Easier ignition</li> <li>• Better welding properties</li> </ul>
Formation of a slag: <ul style="list-style-type: none"> <li>• Influence o the droplet size</li> <li>• Shielding of the transferred droplets ando f the molten weld metal from harmful influences</li> <li>• Shaping of the solidifying bead</li> <li>• Prevention of too rapid cooling of the weld metal</li> </ul>
Formation of a shielding-gas flow: <ul style="list-style-type: none"> <li>• From organic substances</li> <li>• From carbonates (e.g. CaCO<sub>3</sub>)</li> </ul>
Deoxidising and possibly alloying effect

Quanto ao tipo de revestimento e de acordo com a norma europeia EN 499, referenciada por Robert Killing, [2] o revestimento para este processo de soldadura pode apresentar quatro tipos fundamentais. Na Figura 6 estão representados esses quatro tipos, assim como a percentagem dos seus constituintes e ainda o formato da soldadura que estes produzem.

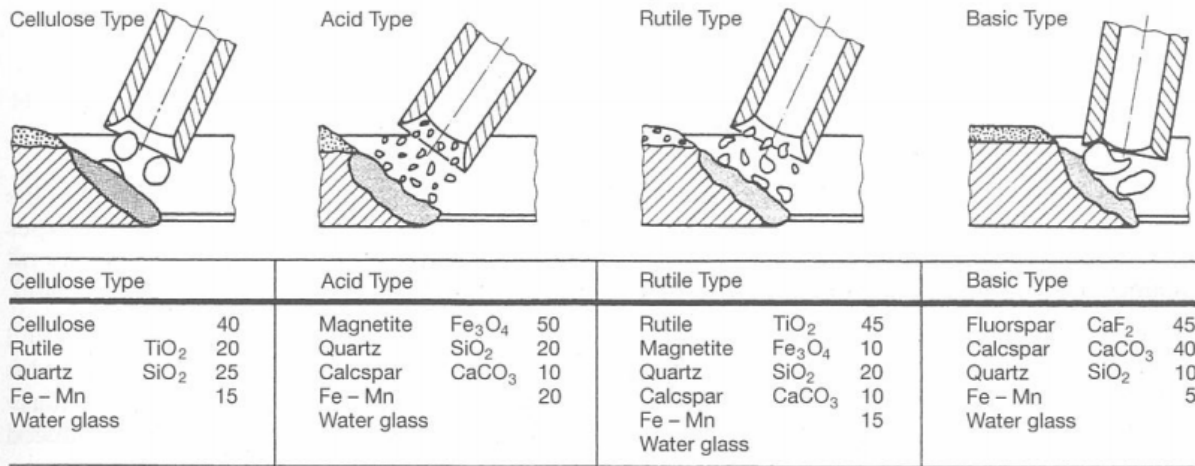


Figura 6. Análise dos tipos mais importantes de revestimento, [2].

De forma a perceber os benefícios e malefícios de cada um destes tipos de revestimento é necessário conhecer os efeitos e características de cada um dos seus constituintes nas propriedades da soldadura. Na Tabela 2 apresentam-se os efeitos dos constituintes de cada um dos tipos de revestimento. É ainda possível sintetizar que o quartzo é responsável por uma escória mais fina nos revestimentos de tipo ácido e rutílico. Já para o de tipo básico, esta tarefa é realizada pelo fluorite. Rutílio é responsável por uma boa libertação da escória e por uma reignição através da cobertura da cratera. Durante o processo de aquecimento, dióxido de carbono e óxido de cálcio resultam do carbureto de cálcio (também designado por calcite ou calcspar na literatura inglesa) de acordo com a seguinte fórmula:



O carbureto de cálcio oferece assim uma dupla proteção através da escória e gás de proteção. Todos os compostos de potássio são fáceis de ionizar, logo promovem a estabilidade do arco. Por fim é de referir ainda que existem revestimentos que são a junção de dois destes tipos e os quais vêm descritos na Tabela 3, segundo a norma EN 499 já referida, [2].

Tabela 2. Efeito dos materiais brutos constituintes do revestimento, [2].

Raw Material for the Covering	Effect on the Welding Properties
Quartz – SiO <sub>2</sub>	Increases the current-carrying capacity, slag thinner
Rutile - TiO <sub>2</sub>	Improves the slag release and the weld pattern, good reignition
Magnetite – Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	Refines the transfer of droplets
Calcspar – CaCO <sub>3</sub>	Reduces the arc voltage, gas-shield-forming and slag-forming constituent
Fluorspar – CaF <sub>2</sub>	Slag thinner in the case of basic electrodes, makes the ionisation worse

Potash feldspar – $K_2O$ $Al_2O_3$ $6SiO_2$	Easy to ionize, improves the arc stability
Ferro-manganese/ferro-silicon	Deoxidiser
Cellulose	Gas-shield-forming constituent
Kaolin - $Al_2O_3$ $2SiO_2$ $2H_2O$	Lubricant
K or Na water glass - $K_2SiO_3$ ou $Na_2SiO_3$	Binder

Tabela 3. Códigos para os vários tipos de revestimento, [2].

Code	Type of covering
A	Acid covering
B	Basic covering
C	Cellulose covering
R	Rutile covering
RR	Thick rutile covering
RC	Rutile-cellulose covering
RA	Rutile-acid covering
RB	Rutile-basic covering

### Proteção do arco

A ação de proteção do arco, ilustrada na Figura 7, é essencialmente a mesma para todos os eléctrodos; o que difere entre os vários tipos é o método específico deste e o volume de escória produzida. A maior parte dos materiais de cobertura em alguns eléctrodos é convertida para gás devido ao aquecimento do arco e é produzida apenas uma pequena porção de escória. Este tipo de eléctrodos depende largamente da proteção gasosa para prevenir a contaminação atmosférica. O metal soldado a partir deste tipo de eléctrodos é identificado por uma camada de escória leve ou incompleta que protege o cordão, [5].

Para os eléctrodos no outro extremo, a maior parte da cobertura é convertida em escória pelo aquecimento do arco, e apenas um pequeno volume de gás de proteção é produzido. As pequenas gotículas de metal que estão a ser transferidas através do arco estão totalmente revestidas por um filme de escória fundida. Esta escória fundida flutua até à superfície da soldadura porque é mais leve que o metal. A escória solidifica após o metal solidificar. As soldaduras feitas com este tipo de eléctrodos são identificadas pelos seus depósitos de escória densos que cobrem totalmente o cordão de soldadura. Entre estes dois extremos existe uma larga variedade de tipos de eléctrodos, onde cada um tem uma combinação diferente de gás e escória de proteção, [5].

Variações na quantidade de escória e gás de proteção também influenciam as características de soldadura dos eléctrodos revestidos. Eléctrodos que produzem uma escória mais densa conseguem carregar amperagens mais elevadas e proporcionam taxas de deposição maiores, fazendo-os ideais para soldaduras pesadas em posição plana. Eléctrodos que produzem uma escória fina são usados com baixa amperagem e fornecem pequenas taxas de deposição.



Estes eléctrodos produzem uma pequena poça de soldadura e são favoráveis para a realização de soldaduras em todas as posições. Por causa das diferenças nas suas características de soldadura, um tipo de eléctrodo revestido, usualmente é o melhor para uma aplicação dada, [5].

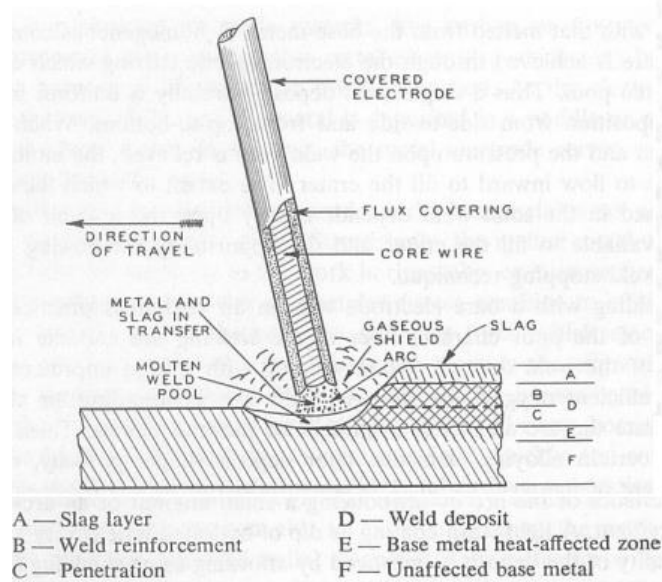


Figura 7. Representação esquemática de uma soldadura por arco eléctrico com eléctrodo revestido, [4].

### Fontes de energia

Tanto a corrente alternada (AC) como a corrente contínua (DC) se podem aplicar no uso de soldadura por arco eléctrico com eléctrodos revestidos, dependendo da corrente disponibilizada pela fonte de energia e do eléctrodo seleccionado. O tipo específico de corrente usada influencia a performance do eléctrodo. Cada tipo de corrente tem as suas vantagens e limitações, sendo que estas devem ser consideradas quando é seleccionado o tipo de corrente, [5]. Existem vários fatores a ter em conta, [5]:

- Queda de tensão: A queda de tensão nos cabos de soldadura é menor na corrente alternada. Isto torna a corrente alternada melhor no caso de a soldadura se realizar a grandes distâncias da fonte de energia;
- Baixa corrente: Com eléctrodos de pequeno diâmetro e pequenas correntes, a corrente contínua apresenta melhores características operacionais e um arco mais estável;
- Início do arco: O início do arco é geralmente mais fácil com a corrente contínua, particularmente quando são usados eléctrodos de diâmetro menor. Com corrente alternada, a corrente de soldadura passa por zero a cada meio ciclo, e isto apresenta problemas para o início do arco e sua estabilização;
- Comprimento do arco: Soldar com um comprimento de arco pequeno (vtagem do arco menor) é mais fácil com corrente contínua do que com corrente alternada, o que deve ser tomado em consideração, exceto nos eléctrodos de pó de ferro pesado. Com estes eléctrodos, o profundo cadinho formado pelo denso revestimento mantém automaticamente um comprimento de arco apropriado quando a ponta do eléctrodo é arrastada na superfície da junta;

- Golpe/pancada do arco: A corrente alternada raramente apresenta problemas quanto ao golpe do arco porque o campo magnético está constantemente reverter-se (120 vezes por segundo). O golpe do arco pode ser um problema significativo com a corrente contínua na soldadura de aços ferríticos por causa do campo magnético desequilibrado em torno do arco;
- Posição de soldagem: A corrente contínua é de alguma forma melhor do que a corrente alternada no caso de soldadura vertical porque pode ser usada amperagem menor. Com eléctrodos adequados, por outro lado, podem ser feitas soldaduras satisfatórias em todas as posições com a corrente alternada;
- Espessura do material: Tanto chapas como perfis pesados podem ser soldados usando corrente contínua. A soldadura de chapas com corrente alternada é menos conveniente do que com corrente contínua. As condições do arco a baixas correntes requeridas pelos materiais de espessura reduzida são menos estáveis em corrente alternada do que em corrente contínua. A análise das aplicações da soldadura irá geralmente indicar se a corrente alternada ou contínua é a mais indicada. Fontes de energia estão disponíveis em corrente contínua, alternada ou em unidades de combinação de ambas. A fonte de energia para este processo de soldadura tem de ser do tipo de corrente constante em vez do tipo de voltagem constante, pois é mais difícil para o soldador manter o comprimento do arco requerido com fontes de energia de voltagem constante.

Na Figura 8 estão representadas as características de saída típicas da voltagem-amperagem para fontes de energia de corrente alternada e contínua. Fontes de energia de voltagem constante não são muito aconselháveis para uso no processo de soldadura por arco eléctrico com eléctrodo revestido devido às suas curvas voltagem-amperagem serem lisas, ou seja, encontram-se aproximadamente na horizontal. Assim são preferidas as fontes de energia com amperagem constante devido a apresentarem curvas com elevadas acentuação de inclinação, e assim apresentarem a menor mudança de amperagem a quando de uma mudança da voltagem, [5].

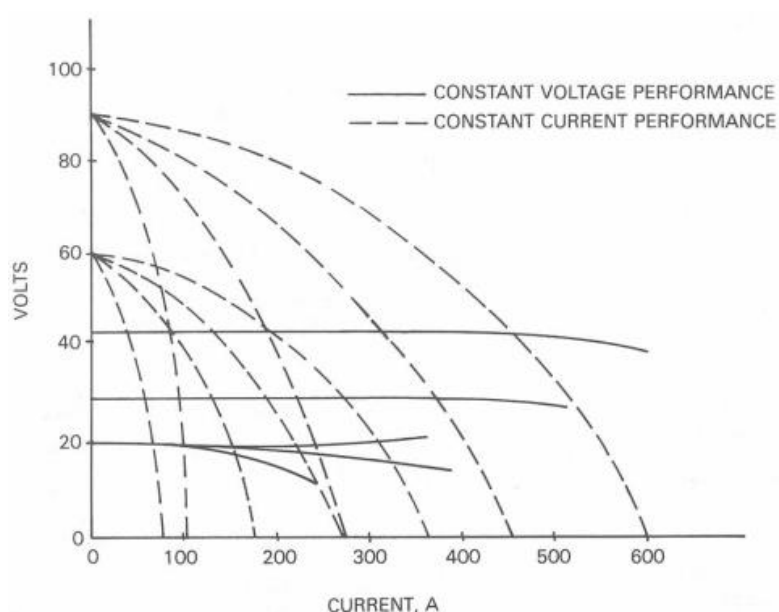


Figura 8. Curvas típicas de Voltagem-Amperagem para fontes de energia de voltagem constante e de amperagem constante, [5].

Para aplicações que envolvem eléctrodos de diâmetro maior e correntes de alta voltagem, é desejável uma curva íngreme de voltagem-amperagem. Onde seja necessário o controlo mais preciso do tamanho da poça de metal fundido, uma curva voltagem-amperagem mais lisa é desejável. Este fator permite ao soldador mudar a corrente dentro de uma gama específica, apenas mudando o comprimento do arco. Neste assunto, o soldador tem algum controlo sobre a quantidade de metal de adição que está a ser depositado. Na Figura 9 é possível ver estas curvas diferentes de voltagem-amperagem para uma fonte de energia típica. Ainda que a diferença no declive entre as várias curvas seja substancial, a fonte de energia continua a ser considerada como de corrente constante. As mudanças mostradas nas curvas voltagem-amperagem são conseguidas através de um ajustamento de ambos, a voltagem do circuito aberto (OCV – open circuit voltage) e as regulações de corrente na fonte de energia. É ainda importante referir que a voltagem do circuito aberto é referente à voltagem debitada pela fonte de energia quando não está a ser realizado nenhum trabalho, enquanto a voltagem do arco é aquela presente entre o eléctrodo e a área de trabalho durante a execução da soldadura e é determinada pelo comprimento do arco para um qualquer eléctrodo. Esta voltagem apresenta valores entre os 17 e 40 V, enquanto a OCV apresenta entre os 50 a 100 V, [5].

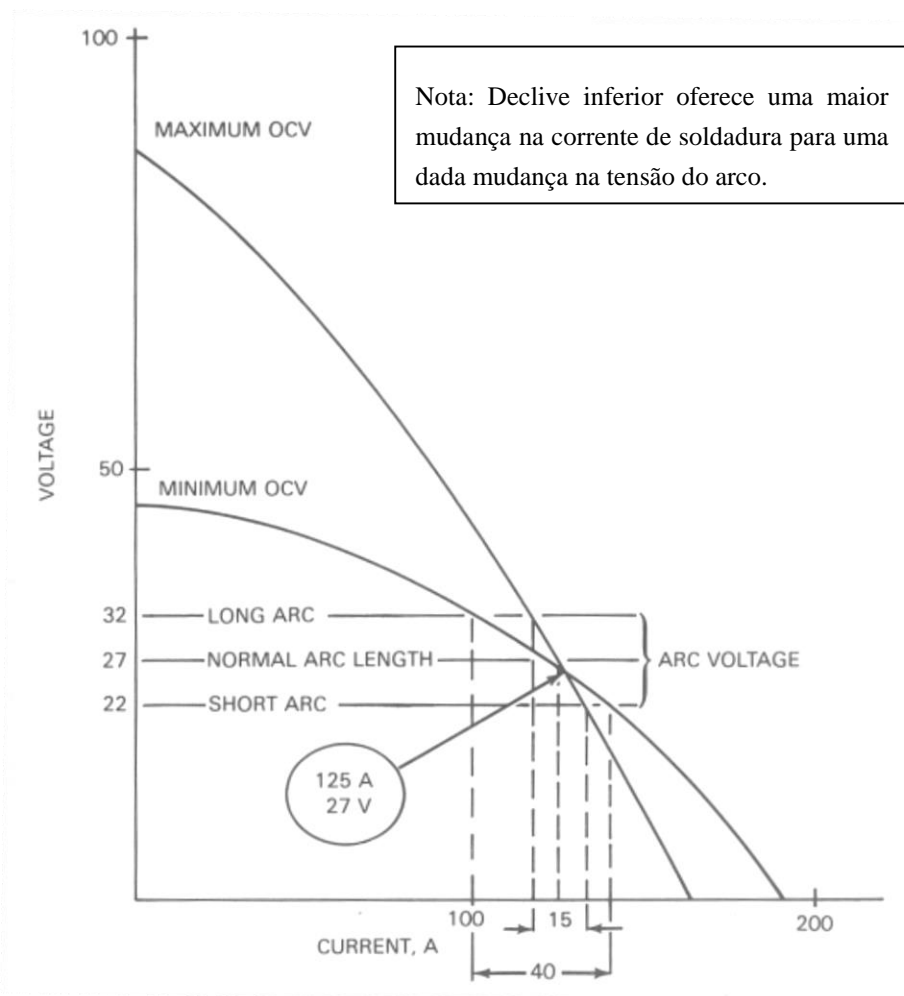


Figura 9. Efeito do declive de uma curva voltagem-amperagem na corrente de saída com uma mudança na voltagem do arco, [5].

## Capacidade de transporte de corrente

A capacidade de transporte de corrente do eléctrodo está dependente do tipo e espessura da cobertura, do diâmetro do fio do núcleo, no seu comprimento, na recuperação e ainda na condutividade eléctrica do fio do núcleo. Na Tabela 4 apresentam-se valores de orientação para eléctrodos com vários diâmetros e fios de núcleo puros (isto é, sem liga). Por causa da grande resistência do material, eléctrodos com fio do núcleo inoxidável resistem a menos corrente. O limite específico mínimo é necessário com vista a garantir a fusão contínua do eléctrodo por completo. Se o limite superior é excedido, o eléctrodo é aquecido excessivamente devido ao aquecimento por resistência do fio do núcleo. O aquecimento excessivo pode causar que a cobertura fique danificada ou até que parta. A Tabela 2 indica uma regra simples que pode ser usada em ordem para estimar a capacidade do transporte de corrente do eléctrodo, [2].

Tabela 4. Dimensões e amperagem dos eléctrodos, [2].

<b>Diameter d (mm)</b>	2.0	2.5	3.2	4.0	5.0	6.0
<b>Length l (mm)</b>	250/300	350	350/450	350/450	450	450
<b>Amperage I (A)</b>	40...80	50...100	90...150	120...200	180...270	230...360
<b>Rule of Thumb for amperagem (A)</b>	min. 20xd max. 40xd		30xd 50xd			35xd 60xd

## Recuperação

A recuperação é entendida como sendo o rácio entre o metal de solda depositado para a percentagem do fio do núcleo fundido. Com eléctrodos normais este é aproximadamente 95-98 % devido às perdas por queima e evaporação. No caso dos eléctrodos que contêm materiais de ligas ou pó de ferro na cobertura, a recuperação é acima dos 100%. É habitual alta eficiência dos eléctrodos com uma recuperação de 130-220%. A eficiência de deposição e assim a viabilidade económica do processo de soldadura também aumentam com a recuperação. Todavia, os eléctrodos com recuperação maior do que 160 % têm-se tornado menos significantes como resultado do aumento da propagação do processo de soldadura MAG (Metal Active Gas), [2].

## Taxa de deposição

A taxa de deposição é primariamente dependente do diâmetro e do material do fio do núcleo, da amperagem e da recuperação do eléctrodo. Na Figura 10 é possível visualizar a eficiência de deposição dos vários tipos de eléctrodos em comparação com a soldadura MAG. É evidente que em algumas extensões da amperagem, a alta eficiência do eléctrodo pode certamente chegar à mesma taxa de deposição que o processo MAG ou até mesmo passá-lo no caso de muito alta recuperação, [2].

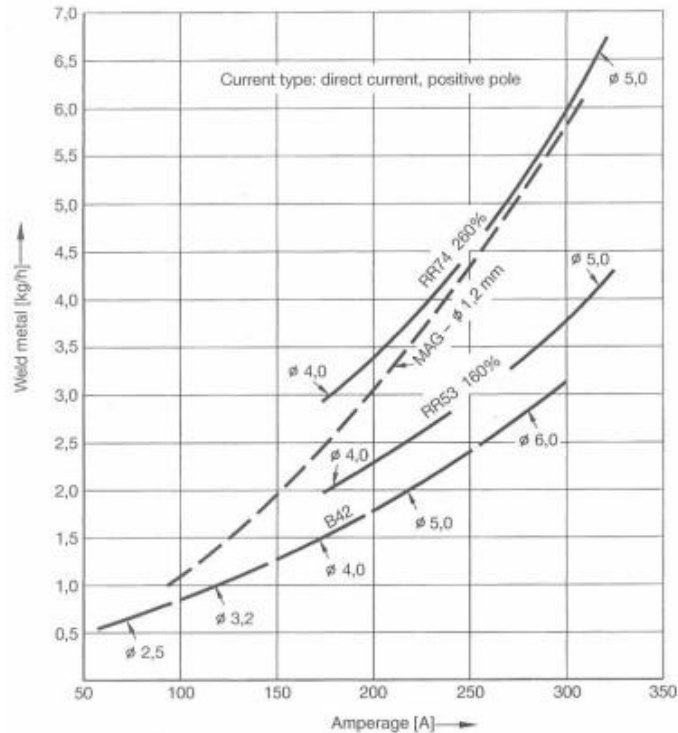


Figura 10. Taxa de deposição dos vários tipos de eletrodos em comparação com o processo MAG, [2].

### Parâmetros de execução

Foi aqui referido o funcionamento das fontes de energia para o processo de soldadura de arco elétrico com eletrodo revestido, assim como as suas possíveis combinações e as consequências dessas mesmas combinações. Posto isto é necessário saber ao certo a informação a ter em conta para obter uma boa aplicação do processo de soldadura e ainda da sua viabilidade económica. Segundo R.L.O'Brien, [5], é necessário considerar:

- O tipo de corrente requerida para a soldadura;
- A variação da corrente requerida;
- As posições nas quais a soldadura será realizada;
- A energia principal existente no local a realizar a soldadura.

A seleção do tipo de corrente (AC, DC ou ambas) será baseada no tipo de eletrodos a serem usados e ainda no tipo de soldadura a realizar. Para a corrente alternada, pode ser usada uma fonte de energia do tipo transformador ou alternador. Para a corrente contínua estão disponíveis fontes de energia como os transformador-retificador e o motor-gerador. Quando ambas são necessárias (AC e DC), são usados um transformador-retificador de monofásica ou um alternador-retificador. De outra forma serão necessárias duas máquinas de soldar, uma para a corrente alternada e outra para a corrente contínua.

Os requisitos da amperagem serão determinados, como já referido, através do tamanho e tipo de eletrodo a usar. Quando é usada uma variedade de eletrodos diferentes, a fonte de energia deve ser capaz de fornecer a variação de amperagem necessária. O ciclo de serviço deve ser adequado.

A posição na qual é feita a soldadura é um assunto que também é necessário ter em consideração. Se está planeada uma soldadura vertical ou elevada, deve ser feito um ajustamento na curva voltagem-amperagem. Se assim for, a fonte de energia deve conseguir fornecer esta mudança. Isto geralmente requer o controlo de ambas as saídas, voltagem e amperagem.

O fornecimento de uma fonte primária é necessário. Se estiver disponível uma linha da fonte, esta deverá determinar se a fonte será monofásica ou trifásica. A fonte de energia da soldadura deve estar prevista tanto para energia monofásica como trifásica, e deve ser usada com aquela para a qual foi fabricada.

### **Capacidades e limitações do processo**

O processo de soldadura por arco elétrico com elétrodo revestido é um dos processos mais usados, particularmente para pequenas soldaduras em produção, manutenção e trabalhos de reparação e ainda para o campo da construção. As vantagens deste processo são, [5]:

- O equipamento é relativamente simples, barato e portátil;
- Os meios de proteção do material de adição assim como do material da soldadura, de problemas de oxidação ocorridos durante a soldadura, são fornecidos pelo revestimento do elétrodo;
- Não são necessários gases de proteção auxiliar ou fluxo granular;
- O processo é menos sensível ao vento do que os processos de soldadura com gás de proteção;
- Pode ser usado em áreas de acesso limitado;
- O processo é adequado para maior parte dos metais e ligas.

Os elérodos para este processo estão disponíveis para a soldadura de aços ao carbono e de baixa liga, aço inoxidável, ferro fundido, cobre, níquel e suas ligas e ainda para algumas aplicações de alumínio. Metais com baixo ponto de fusão tais como chumbo, estanho, zinco e suas ligas não são soldados por este processo pois o calor intenso do arco é excessivo. O processo também não é adequado para metais reativos tais como titânio, zircónio, tântalo e columbium porque a proteção fornecida é inadequada para prevenir a contaminação da soldadura pelo oxigênio, [5].

Os elérodos revestidos são produzidos em comprimentos de 230 a 460 mm. Assim que o arco se forma pela primeira vez, o fluxo de corrente percorre o comprimento total do elétrodo. A quantidade máxima de corrente que pode ser utilizada está assim limitada à resistência elétrica do fio do núcleo do elétrodo. Amperagem excessiva aquece demasiado o elétrodo e este parte o revestimento. Isto, por outro lado, modifica as características do arco e da proteção que é obtida. Por causa desta limitação, as taxas de deposição são geralmente mais baixas do que quando feitas com processos como MIG/MAG. Temos ainda que o ciclo de trabalho do operador e a taxa de deposição global para os elérodos revestidos são normalmente menores do que os processos com fornecimento contínuo de elétrodo. Isto deve-se ao facto de que os elérodos revestidos só poderem ser consumidos até um certo comprimento mínimo. Quando aquele comprimento é atingido, o soldador deve descartar o resto do elétrodo e inserir um novo no porta elérodos. Em adição, a escória tem de ser usualmente removida nos começos e fins e ainda antes de depositar um novo cordão de soldadura junto a um feito previamente, [5].

## Defeitos no caso da soldadura por arco elétrico com eletrodo revestido

Segundo Robert Killing, [2], os defeitos (imperfeições) mais frequentes em soldadura por arco elétrico com eletrodo revestido são rebaixos, inclusões de escória, poros e cavidades de contração de fim de cratera. Outros defeitos, tais como raízes com uma penetração da solda incompleta ou fusão inadequada, não são tão típicos do processo mas são influenciados em grande extensão pela habilidade do soldador. É um caso semelhante com as folgas, as quais são mais específicas do tipo de material. A Figura 11 mostra as principais causas de alguns defeitos. Os rebaixos surgem nas bordas da soldadura onde principalmente o metal foi fundido mas não foi cheio o suficiente com metal de adição. Inclusões de escória permanecem no material de soldadura quando a escória flui à frente durante o processo de soldadura ou quando são deixados para trás resíduos na soldadura depois de se retirar a escória de um cordão de soldadura previamente soldado. Os poros são inclusões de gás que foram congelados no cordão de solda solidificado. A formação mecânica dos poros pode ser originária da contaminação (ferrugem, gordura ou tinta) no caso de soldaduras associadas com falhas (ex. soldadura de filete ou soldadura de colo). A formação metalúrgica dos poros devido ao azoto (nitrogénio), ocorre quando o azoto da atmosfera é absorvido pela soldadura, no caso de soldadura usando um “arco longo”. Porosidade de hidrogénio é principalmente causada por revestimentos húmidos.

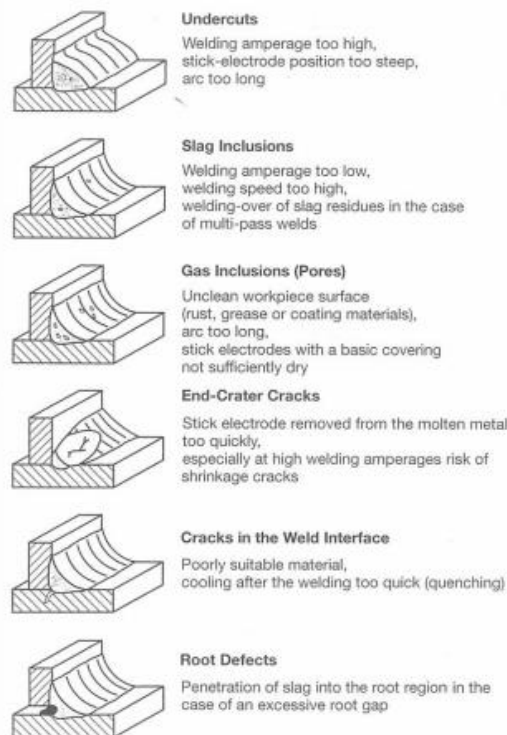


Figura 11. Defeitos (irregularidades) da soldadura e suas possíveis causas, retratado através do uso de uma soldadura de canto com exemplo, [2].

### 2.3.2 Soldadura a laser

#### Definição e descrição geral

A soldadura a laser é um processo de soldadura em que a coalescência é produzida através do calor obtido da aplicação de um feixe de luz coerente concentrado, que colide com as superfícies a serem unidas. Um laser é um dispositivo que produz um feixe de luz coerente concentrado através da manipulação e controlo de bolsas de energia de estado sólido num meio transparente, [6].

#### Princípios fundamentais da soldadura Laser

Segundo Robert Killing, [2], a palavra LASER baseia-se no efeito físico de “Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation” (Amplificação da luz através da emissão estimulada de radiação). A emissão é baseada na interação entre a luz e matéria onde a radiação estimulada é emitida pela matéria. A luz emitida pode ser considerada como uma onda eletromagnética com um comprimento de onda característico do laser. O avanço tecnológico do laser na tecnologia de união pode ser atribuído ao facto de que a luz laser pode ser focada gerando uma densidade muito alta de energia,  $>10^6 \text{ Wcm}^{-2}$ . Esta alta densidade de energia apenas pode ser atingida porque a luz é monocromática, coerente com relação ao tempo e em paralelo.

Desta forma e mencionando a norma ISO 857-1 referida pelo autor, [2], a soldadura laser é “Soldadura por fusão usando um feixe coerente de luz monocromática”. Em contraste com um laser que preencha estas condições, uma lâmpada de bolbo emite um espectro de luz em qualquer direção espacial. Como resultado, a luz da lâmpada de bolbo não pode ser focada num sítio específico devido às leis óticas. A emissão da luz de uma lâmpada e de um laser estão representadas na Figura 12.

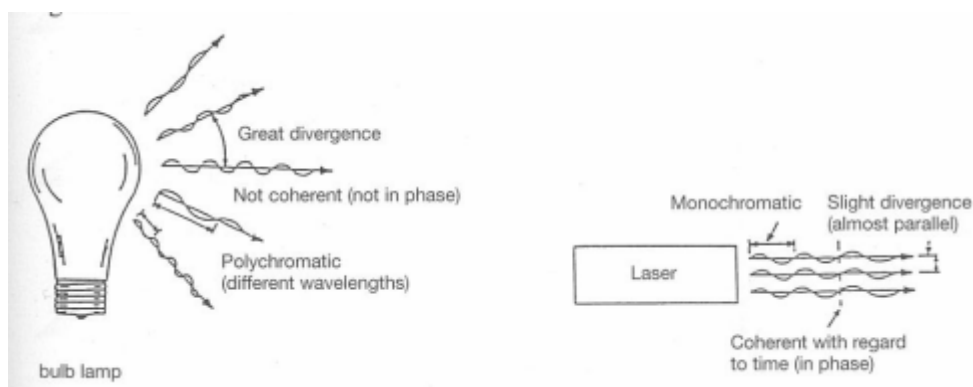


Figura 12. Comparação entre uma lâmpada de bolbo e um laser, [2].

#### Geração do feixe

Um laser é uma instalação para a geração e aplicação de luz monocromática e coerente com baixa divergência do feixe. O feixe do laser é gerado em um “ressoador ótico” que consiste de um meio ativo do laser, uma fonte de excitação e espelhos (um espelho de alta reflexão e um espelho semi refletor). Esta construção está apresentada na Figura 13, [2].



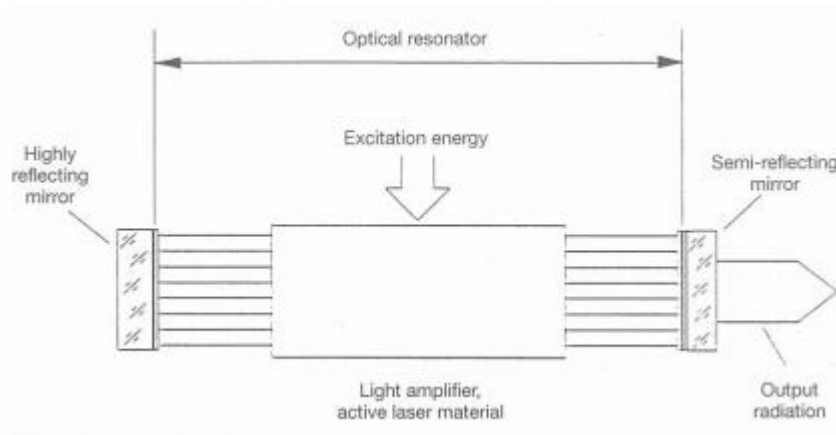


Figura 13. Princípio de funcionamento de um laser, [2].

O meio ativo do laser consiste de átomos, iões, moléculas ou cristais, que constituem um sistema físico quântico exibindo diferentes níveis de energia em equilíbrio termodinâmico. Por absorção de energia, por exemplo devido à absorção da radiação eletromagnética ou devido ao fornecimento de energia elétrica, química ou térmica, a densidade dos níveis de energia individual é alterada e ocorre um aumento da inversão da população, tal como mostra a Figura 14. A saída de energia é causada por meios de emissão. Neste respeito, a distinção é feita entre emissões espontâneas e induzidas, [2].

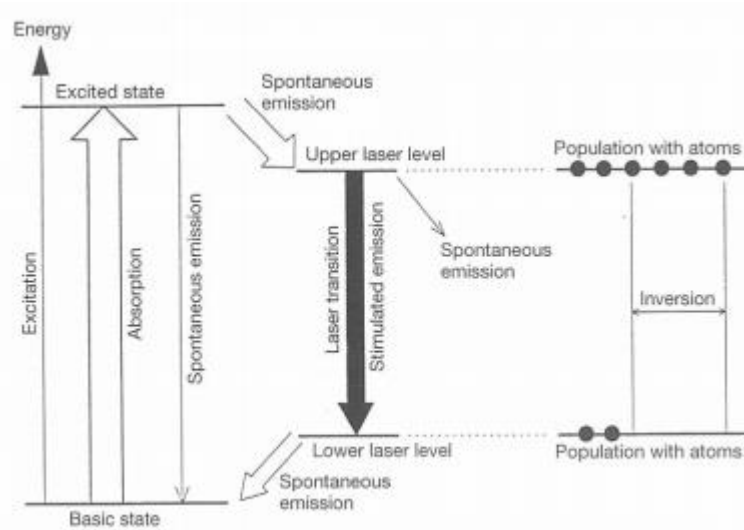


Figura 14. Diagrama dos níveis de energia e representação da inversão de população, [2].

No caso da emissão espontânea, um quantum de luz (fóton) que pode ser propagado numa direção espacial é lançado durante a transição do estado excitado para o estado básico. Em contraste com isto, o fóton resultante da emissão induzida é emitido à mesma frequência e na mesma direção do fóton excitado. Na ótica, o arranjo dos espelhos paralelos e a emissão induzida afeta a onda de luz dirigindo-a para que seja refletida múltiplas vezes, e assim amplificando-a. O feixe do laser é posto na saída por um espelho semi refletor. A energia deve ser fornecida continuamente com vista a manter a inversão da população, [2].

Dentro do ressoador, uma onda de luz estacionária é formada em direção ao seu eixo. Neste caso, a distribuição de intensidade depende das direções transversais ao eixo do ressoador. A distribuição da intensidade transversa pode apenas assumir certas formas devido à difração nos espelhos. As formas da distribuição de intensidade são designadas de modos eletromagnéticos transversos ( $TEM_{mn}$  – Transverse Electromagnetic Modes). O índice  $m$  indica o número de nós na direção  $xx$  e o índice  $n$  indica o número de nós na direção  $yy$ . O modo fundamental de uma distribuição de intensidade simétrica circular de uma oscilação transversa tem a forma de uma distribuição de Gauss bidimensional e é considerada como o modo  $TEM_{00}$ . Outros modos estruturais possíveis estão apresentados na Figura 15, [2].

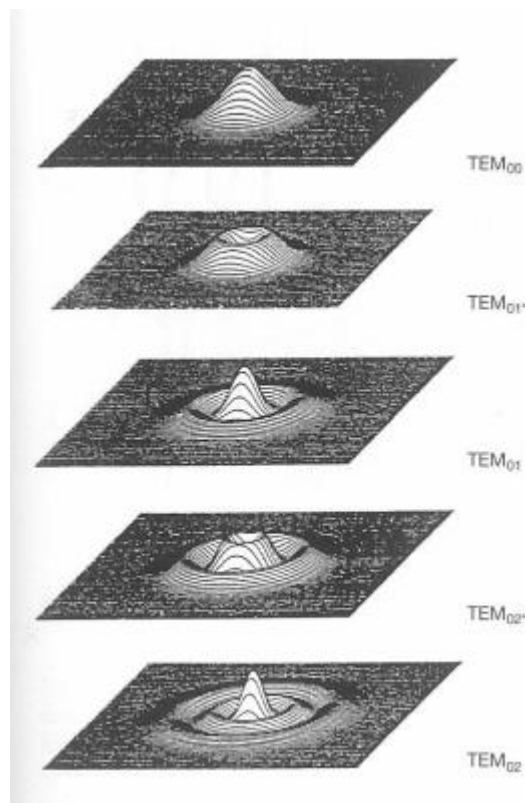


Figura 15. Distribuição de intensidade de um feixe laser (modo estrutural circular polarizado), [2].

### Tipos de Laser

É possível excitar um largo número de átomos, moléculas ou iões sólidos, líquidos ou gases para emitir um feixe de luz. De acordo com o estado de agregação do material ativo do laser, a distinção é feita entre laser de estado sólido (por exemplo ruby, Nd:YAG e Nd:glass), líquido (por exemplo rhodamine-6G, cyanine-22 e tetracyanine) ou gasoso (por exemplo excimer, HeNe, Ar, Kr e  $CO_2$ ). Gases nobres halogenetos tais como XeCl, KrF ou ArF são designados como excímeros. Além disso, os tipos de laser são distinguidos de acordo com o comprimento de onda e com a intensidade da luz emitida. A Figura 16 mostra um apanhado dos diferentes tipos de laser e as suas classes de potência. Lasers de estado sólido (Nd:YAG) e lasers de gás ( $CO_2$ ) têm-se tornado processos de soldadura muito importantes, e em particular os lasers de diodo estão a ser cada vez mais usados, [2].

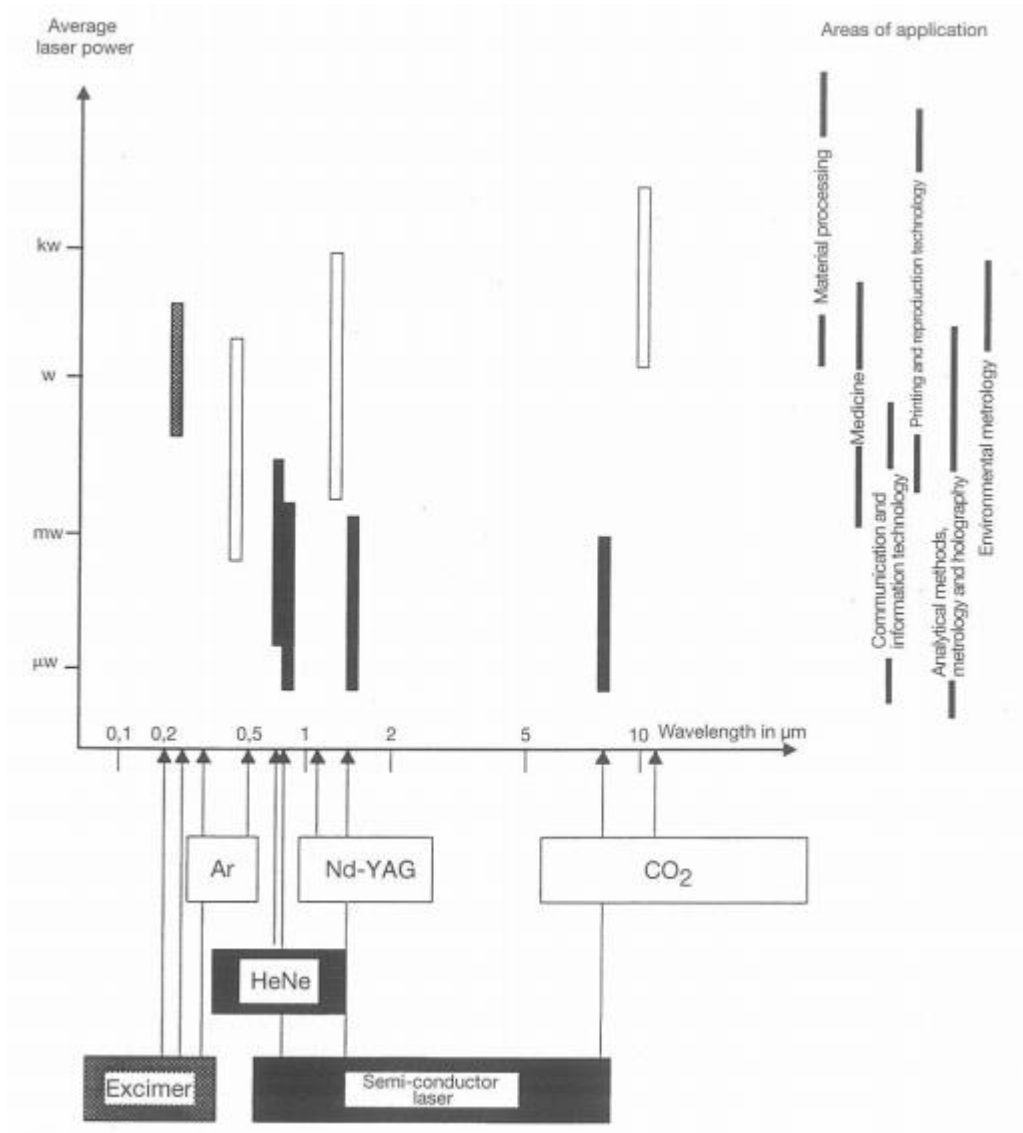


Figura 16. Potência, comprimento de onda e áreas de aplicação dos diferentes tipos de laser, [2].

### Laser de Estado Sólido

No caso de lasers de estado sólido, o meio ativo (material hospedeiro) consiste num monocristal (por exemplo rubi, vidro ou ítrio-alumínio-garnet YAG) onde a sua rede cristalina de átomos (tal com crómio e neodímio) estão dispersos. Estes átomos são realmente os átomos ativos do laser. Os lasers de estado sólido são usados predominantemente para a soldadura de metais listados na Tabela 5, [2].

Tabela 5. Lasers de estado sólido no processamento de material, [2].

Designation	Host Material	Laser-Active Substances	Wavelength
Ruby laser	Ruby	Chromium ions ( $\text{Cr}^{3+}$ )	0.694 $\mu\text{m}$
Nd:glass laser	Glass	Neodymium ions ( $\text{Nd}^{3+}$ )	1.06 $\mu\text{m}$
Nd:YAG laser	YAG	Neodymium ions ( $\text{Nd}^{3+}$ )	1.06 $\mu\text{m}$

O meio ativo do laser existe maioritariamente na forma de uma haste redonda e está colocado entre os espelhos ressoadores, tal como apresentado na Figura 17. A excitação dos laser no estado sólido é designada por “bombeamento ótico”. As lâmpadas de flash são usadas para os lasers pulsados e as lâmpadas de arco para os lasers de radiação contínua. Os refletores elípticos servem para melhorar a utilização das lâmpadas de excitação, [2].

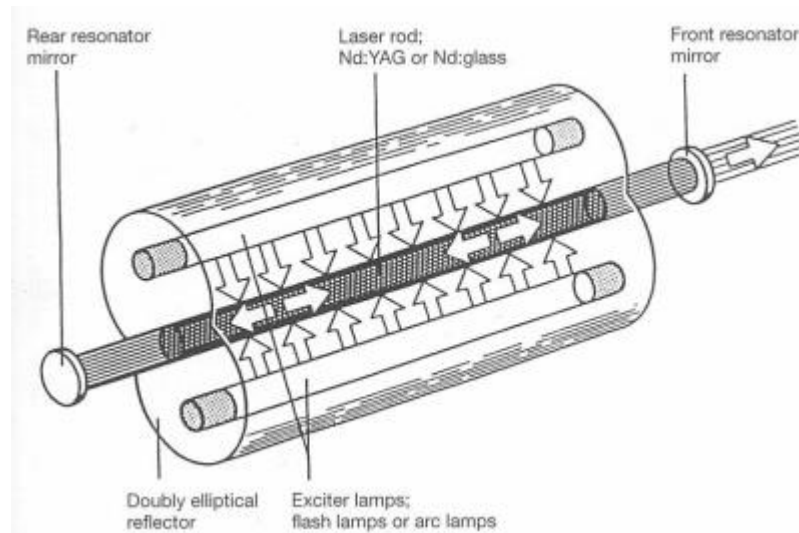


Figura 17. Princípio de um laser de estado sólido, [2].

Atualmente, os lasers de estado sólido com potência do feixe de 30-5000 W constituem o padrão industrial. A distinção é feita entre os lasers “pulsed” (pm=peak-mode) que conseguem distribuir a sua energia na forma de impulsos e os lasers de radiação contínua (cw= continuous-wave). O sistema do laser de estado sólido pulsado é usado correntemente para uma saída contínua de aproximadamente 1 kW. Neste caso, é possível atingir pico de potência do pulso de até 100 kW. Com a mesma saída contínua, este resulta numa maior profundidade de penetração do que a operação por cw. Os lasers de radiação contínua, também chamados lasers de ondulação contínua estão a ser usados para uma saída de aproximadamente 5 kW. São aqui obtidas maiores velocidades do processo do que no caso dos sistemas pulsados com a mesma potência, tanto para o processo de soldadura como para o processo de corte, [2].

Os lasers de estado sólido com potências na ordem do kW são equipados com várias varetas Nd:YAG juntas com as suas varetas de excitação, também chamadas por cavidades. É possível atingir uma potência máxima de 800 W através da utilização de apenas uma cavidade. Dependendo da potência de saída do laser, é necessário fazer corresponder um número de cavidades que são colocadas entre os espelhos e o ressoador, Figura 18, [2]. De forma a obter alguma informação mais específica relativa ao processo, a Tabela 6 fornece as características do laser Nd:YAG e oferece algumas ideias sobre a capacidade para compensações entre a potência média, a energia pulsada, a duração do pulso, e a taxa de repetição do pulso, [5].

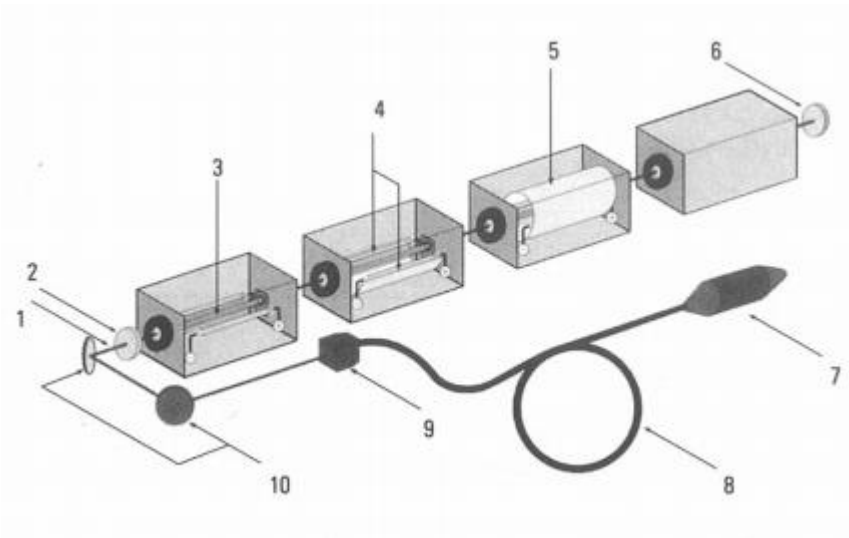


Figura 18. Laser Nd:YAG com multi-kW (1 Feixe do laser, 2 Espelho de saída, 3 Vareta Nd:YAG, 4 Lâmpada de excitação, 5 Refletor, 6 Espelho traseiro, 7 Unidade de focagem, 8 Fibra, 9 Unidade de acoplagem, 10 Espelho de flexão do feixe), [2].

Tabela 6. Características de saída para o processo laser Nd: YAG, [5].

<b>Continuous wave operation</b>	
<b>Average power</b>	<1000 W (multimode) <20 W (TEM <sub>00</sub> )
<b>Divergence</b>	1-20 mrad
<b>Beam diameter</b>	0.04-0.4 in
<b>Pulse Length of 0.1 to 20 ms</b>	
<b>Output energy</b>	<500 J/pulse (multimode) 5J/pulse (TEM <sub>00</sub> )
<b>Repetition rate</b>	200 Hz
<b>Divergence</b>	10 mrad (multimode) 3 mrad (TEM <sub>00</sub> )
<b>Beam diameter</b>	0.2-0.4 in
<b>Pulse Length of 0.1 to 1 μs (repetitive switch)</b>	
<b>Output energy</b>	1 mJ/pulse
<b>Repetition rate</b>	50-100 kHz
<b>Average power</b>	10-100W
<b>Peak power</b>	10-50 kW

No presente, os lasers de estado sólido aplicados industrialmente são equipados com uma vareta redonda Nd:YAG e uma lâmpada excitadora. Tipicamente, estes lasers de estado sólido “lamp-pumped” alcançam uma eficiência de aproximadamente 4%. Como resultado do desenvolvimento tecnológico, lasers de estado sólido “diodo-pumped” vão ser cada vez mais usados. Os lasers “diodo-pumped” apresentam as seguintes vantagens quando comparados com o lasers “lamp-pumped”, [2]:

- Eficiência aumentada até 10%;
- Melhor qualidade do feixe;
- Vida de serviço maior por parte do diodo em comparação com uma lâmpada de excitação.

Por fim é ainda de relatar outro desenvolvimento nos lasers de estado sólido relativo à geometria do cristal Nd:YAG. O arrefecimento mais efetivo de uma placa leva a uma carga térmica inferior sobre o cristal do que no caso da vara. Assim, a placa oferece vantagens em relação à qualidade do feixe, [2].

### **Lasers a gás**

Existe um grande número de lasers a gás, os quais são usados em investigação e na indústria. Em adição aos lasers “excimer” tais como o ArF ( $\lambda=193$  nm), KrF ( $\lambda=248$  nm) ou XeCl ( $\lambda=308$  nm), dos quais a radiação está alocada na extensão de raios UV, os lasers HeNe ( $\lambda=632$  nm) e Ar ( $\lambda=514.5$  nm verde e  $\lambda=488$  nm azul) são usados para processamento de material no espectro visível e o laser CO<sub>2</sub> ( $\lambda=10600$  nm) no espectro medio de IR. Dos lasers aqui listados, o laser CO<sub>2</sub> é o mais importante no processamento de material, particularmente para processos de soldadura e corte, [2].

O princípio de construção apresentado na Figura 13, também se aplica aos lasers CO<sub>2</sub> onde o arranjo do ressoador entre os dois espelhos é cheio com uma mistura de gás (por exemplo uma constituição de CO<sub>2</sub>:N<sub>2</sub>:He=1:2:10). A descarga de gás de baixa pressão é inflamada entre dois elétrodos através da introdução de uma voltagem. Neste caso, o dióxido de carbono não é bombeado diretamente uma vez que não tem uma secção transversal grande e eficaz para a colisão de eletrões. O azoto é excitado pela colisão de eletrões e transfere a sua energia vibratória para o dióxido de carbono. Por causa da sua alta condutividade térmica, o hélio tende a arrefecer a mistura de gás e assim contribui para a estabilização do processo laser. De forma a manter a emissão de radiação, a mistura de gás deve ser regenerada. Isto é conseguido através da circulação com bombas de gás e arrefecimento intensivo por permutadores de calor. A forma como isto acontece é decisiva para a potência de saída do laser. Na Figura 19 é possível ver um exemplo esquemático do funcionamento de um laser deste tipo, [2].

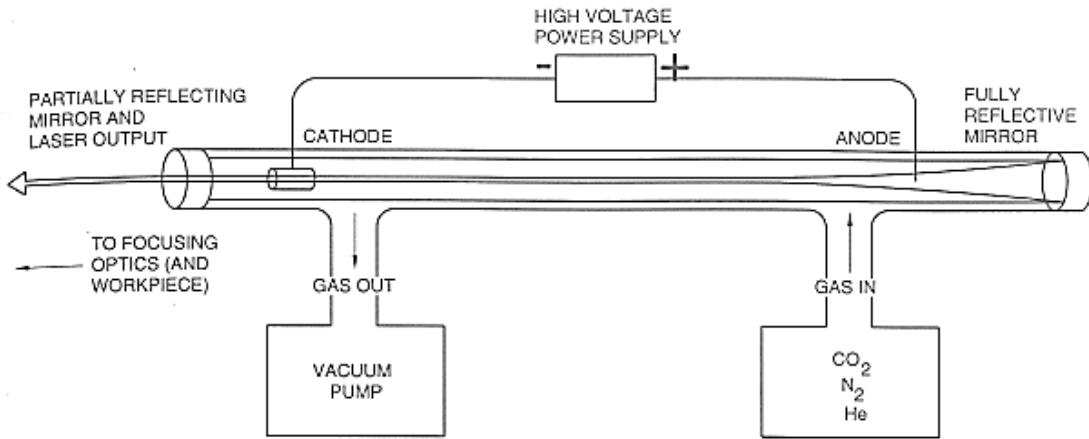


Figura 19. Diagrama esquemático de um laser de fluxo longitudinal lento, [5].

De acordo com as suas conceções, os lasers CO<sub>2</sub> podem dividir-se em, [2]:

- Fluxo transverso;
- Fluxo longitudinal;
- Difusão arrefecida.

No caso dos lasers de fluxo transverso, como apresentado na Figura 20, a mistura de gás é circulada transversalmente ao eixo do ressoador. Com a câmara de descarga de grande volume, um fluxo de gás lento é suficiente para o arrefecimento. O sistema de excitação de alta frequência alcança primariamente a potência de feixe de até 5kW usando um ressoador estável e de até 24 kW usando um ressoador instável. A vantagem do sistema de fluxo transverso encontra-se no pequeno custo e na sua construção compacta. Ainda a este respeito, a potência do feixe e a qualidade do feixe são adequadas para maior parte das aplicações de soldadura, [2].

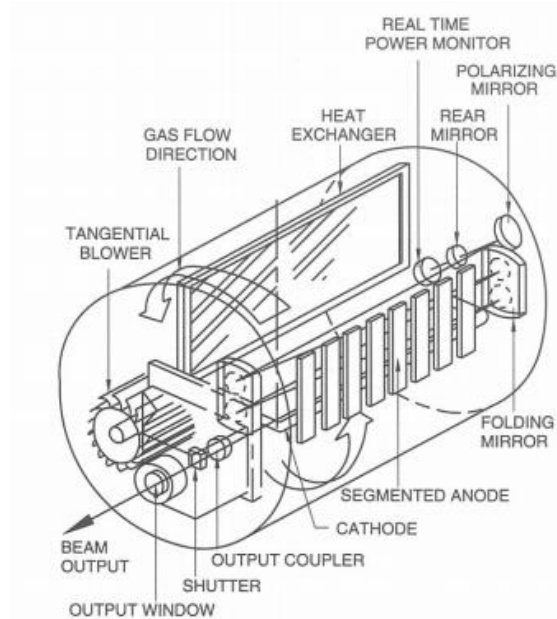


Figura 20. Diagrama esquemático de um laser de fluxo transverso, [5].

A maior parte dos lasers CO<sub>2</sub> projetados hoje em dia é de fluxo longitudinal rápido, corrente contínua (DC) ou sistemas de excitação de alta frequência (HF). Estes são caracterizados por uma ordem de baixo modo (ver Figura 15) e assim por uma boa qualidade de feixe, para ambas as aplicações de soldadura e corte. A câmara de descarga está localizada num tubo de vidro de quartzo. Neste tubo, um ventilador de raízes ou um compressor radial garante um fluxo rápido de gás e assim um ótimo arrefecimento. A Figura 21 mostra o princípio do fluxo rápido longitudinal, excitador DC de um laser CO<sub>2</sub>. Neste momento o uso deste tipo de lasers estende-se desde a utilização de apenas algumas centenas até 40 kW, [2].

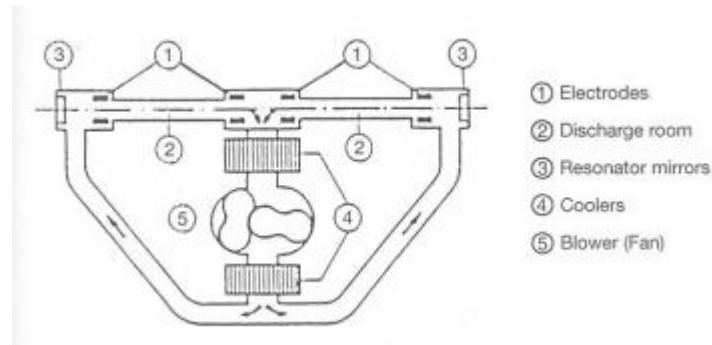


Figura 21. Laser CO<sub>2</sub> de fluxo rápido longitudinal com excitador de corrente contínua, [2].

Outro design no caso dos lasers CO<sub>2</sub> é fornecido por um laser com uma placa de difusão arrefecida na qual as descargas de alta frequência têm lugar entre a grande área dos elétrodos de cobre, como apresentado na Figura 22. A pequena distância entre os elétrodos garante o arrefecimento intensivo por meios de condução térmica. Em contraste com o laser de fluxo, os novos lasers a gás apenas têm de ser fornecidos em certos intervalos. As vantagens fundamentais deste design estão relacionadas com a excelente qualidade do feixe, com o design compacto e com os baixos custos de operação quando comparados com os lasers de CO<sub>2</sub> de fluxo transverso e longitudinal, [2].

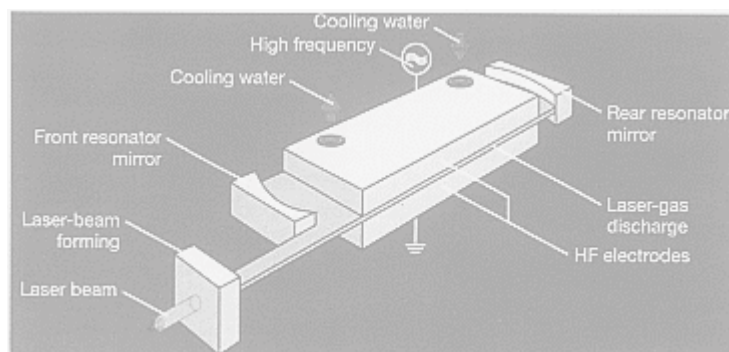


Figura 22. Laser de CO<sub>2</sub> com uma placa de difusão arrefecida, [2].



### Lasers de díodo

Os lasers de díodo pertencem ao grupo de lasers semicondutores. GaAs que é frequentemente usado como material semicondutor, é correspondentemente p-doped e n-doped (por exemplo com Al). A luz laser é emitida na interface pn por portadores de carga recombinados. As bases do cristal estão partidas atuando como espelhos e assim formam o ressoador. Revestimentos especiais na base do cristal asseguram que a radiação do laser apenas deixa o cristal na ponta quebrada (ponta emissora), tal como mostra a Figura 23. Por causa do tamanho pequeno da zona ativa (espessura: aproximadamente 1  $\mu\text{m}$ ), a radiação laser exibe uma alta divergência devido ao efeito de difração, [2].

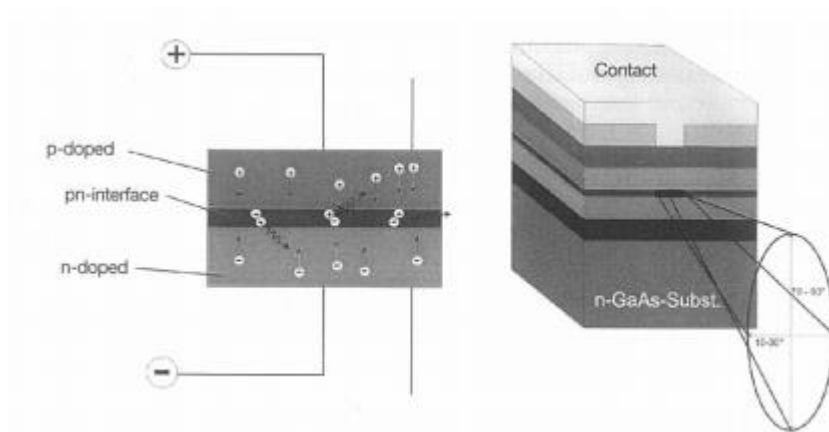


Figura 23. Geração de luz através de uma interface pn, [2].

Para aumentar a potência podem ser combinadas várias pontas emissoras num laser de díodo de barra, Figura 24. O tamanho de um laser díodo de barra, consiste em 10 tiras de díodo, cada uma com 25 pontas emissoras com aproximadamente 10 mm x 600  $\mu\text{m}$  x 115  $\mu\text{m}$ . Sujeito a um design ótimo de arrefecimento e de tecnologia de assemblagem, pode ser retirada de apenas uma barra do laser uma potência de radiação de até 30 W. O sistema de manipulação das óticas e do feixe devem ser projetadas de acordo com as características especiais da radiação laser, [2].

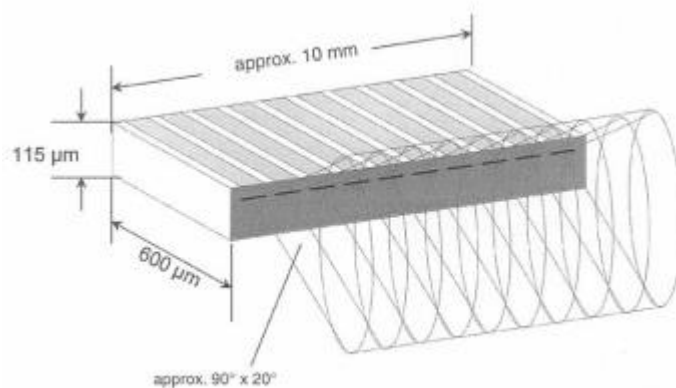


Figura 24. Características do feixe de um laser de díodo de barra, [2].

O feixe do laser divergente da barra pode ser paralelizado usando uma lente cilíndrica com um focal de comprimento muito curto. Para este propósito, as microlentes devem ser posicionadas nas imediações da barra. Neste respeito, as lentes devem ser fabricadas e posicionadas com uma precisão muito elevada. A Figura 25 mostra a localização dessas lentes cilíndricas, [2].

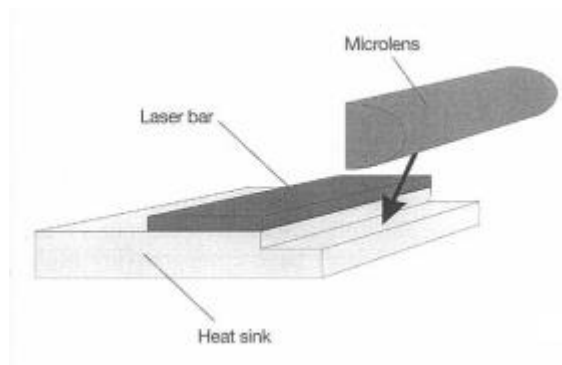


Figura 25. Montagem das microlentes, [2].

Para obter uma maior potência do laser, podem ser montadas várias barras juntas com as suas microlentes por cima umas das outras, combinando-se assim numa “pilha de díodo”, como mostra a Figura 26. O feixe laser emitido pela pilha consiste em vários feixes únicos paralelos onde estes podem se combinar num só feixe, por exemplo, por “espelhos passo” ou por um prisma e lentes cilíndricas. O laser de díodo usualmente tem uma secção do laser retangular com uma ordem de magnitude de  $300 \mu\text{m} \times 800 \mu\text{m}$  para uma saída de energia de 80 W ou de  $1.8 \text{ mm} \times 3.8 \text{ mm}$  para 2500 W. As vantagens do laser de díodo comparando com o de estado sólido e  $\text{CO}_2$ , consistem numa eficiência até 50 % maior e um tamanho construtivo consideravelmente menor, como representado também na Figura 26. As desvantagens deste laser estão relacionadas com a qualidade do feixe do laser que é pior do que a dos lasers mencionados anteriormente. Atualmente, os lasers de díodo atingem uma densidade de potência máxima de aproximadamente  $10^5 \text{ W.cm}^{-2}$ , em contraste com  $>10^7 \text{ W cm}^{-2}$  conseguidos com os lasers  $\text{CO}_2$  e Nd:YAG. Por esta razão, a profundidade de penetração é substancialmente menor que, por exemplo, no caso de lasers por  $\text{CO}_2$  com a mesma potência, [2].

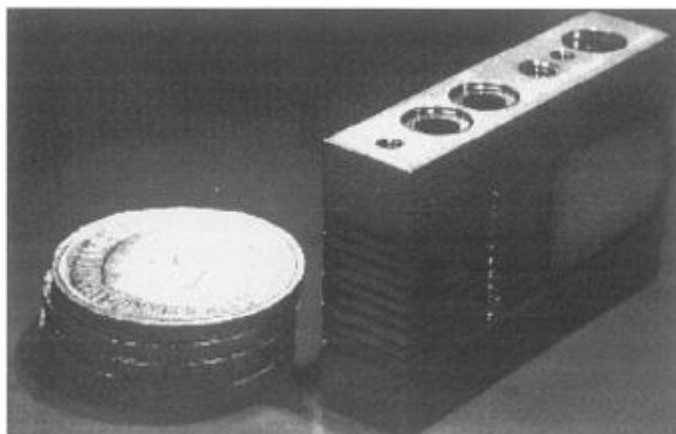


Figura 26. Pilha de laser de díodo mecânico, [2].

### Efeitos do feixe do laser

A soldadura laser é um processo de soldadura por fusão e é distinguido de outros processos de soldadura pelo tipo energia fornecida. Se um feixe de laser é focado numa superfície de metal usando uma ótica adequada, este é parcialmente refletido e parcialmente absorvido pela superfície, Figura 27. Os graus de absorção (A) e reflexão (R) juntos têm de somar 100 %. O grau de reflexão indica qual a percentagem de energia do feixe do laser que é refletida enquanto o grau de absorção indica qual a percentagem de energia do feixe do laser que é transformada em calor e assim está disponível à disposição para fundir metal, [2].

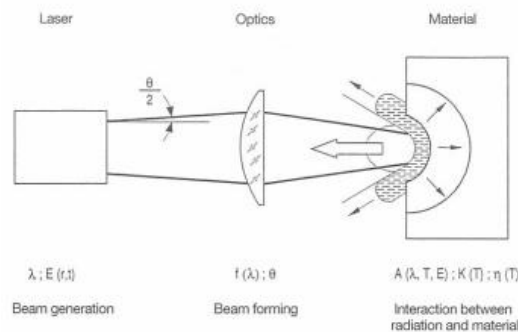


Figura 27. Interação entre o feixe do laser e matéria, [2].

O grau de absorção é uma variável específica do material e não depende apenas da temperatura mas também do comprimento de onda e da intensidade do feixe do laser. A dependência da temperatura por parte da condutividade térmica, causa perdas devido à condução térmica. A dependência do comprimento de onda por parte do grau de absorção dos diferentes metais é mostrada na Figura 28. Metais são caracterizados pelo alto grau de absorção no espectro UV e visível e pelo baixo grau de absorção no espectro IR. Dos materiais mais comumente soldados, o ferro e o aço apresentam uma alta absorção no espectro IR quando comparado com os metais. Isto quer dizer que estes materiais podem ser soldados muito bem usando tanto o laser de estado sólido como o de CO<sub>2</sub>, [2].

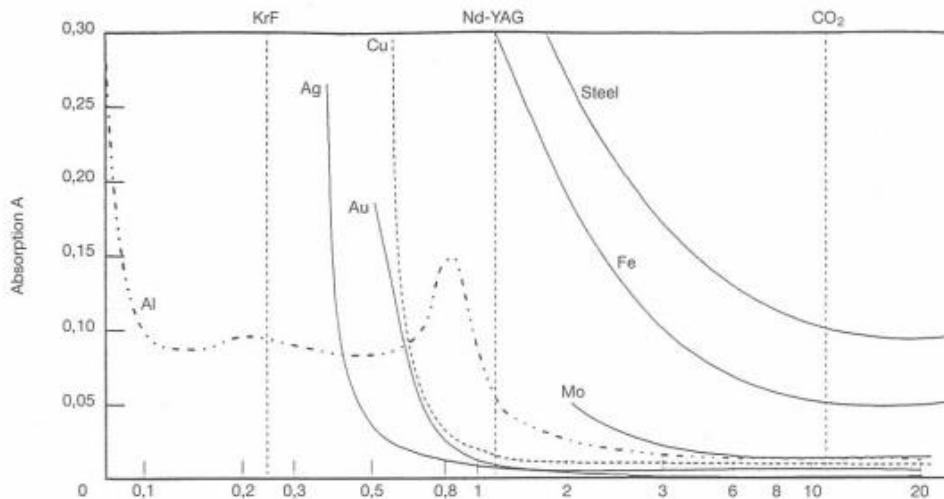


Figura 28. Grau de absorção como função do comprimento de onda para os diferentes metais, [2].

Para a soldadura laser de metais, é dada grande importância à intensidade do feixe. Soldadura com baixa intensidade é caracterizada pelo facto de que o metal é aquecido e fundido completamente com uma duração maior da ação, e assim forma um banho de fusão (poça de material fundido) na superfície. Neste caso a formação da poça é basicamente determinada pela condução térmica. Portanto, este tipo de soldadura laser é designado por “soldadura por condução térmica”. Quando os metais são soldados usando alta intensidade do feixe do laser, existem importantes mudanças no processo de soldadura por comparação com a soldadura por condução térmica. A ação do feixe do laser causa o aquecimento do metal e posterior fundição. Além disso, a temperatura de evaporação é excedida dentro do tempo de ação, resultando assim no aparecimento de um fluxo de vapor de metal com direção contrária à do feixe do laser. A pressão de repulsão do vapor de metal ascendente leva à deformação do banho de fusão à superfície e à formação de cavidades de vapor (keyhole), no qual o feixe do laser consegue penetrar no material profundamente. Através de meios de reflexão múltipla nas paredes laterais do banho de fusão, o feixe consegue fundir ou evaporar mais material resultando numa maior absorção. Por causa da grande profundidade de penetração, este tipo de soldadura laser é designada por “soldadura penetração profunda”, como se pode ver na Figura 29. Os processos de condução térmica e de profunda penetração podem ser usados seletivamente tanto na soldadura por feixe de laser como na soldadura por feixe de elétron, [2].

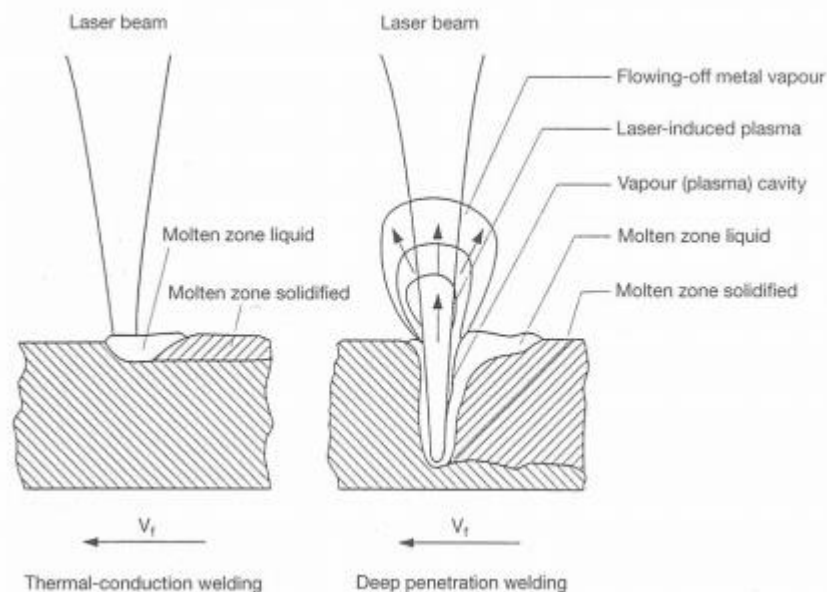


Figura 29. Representação esquemática do processo de soldadura laser, [2].

O processo de soldadura por condução térmica em aço é possível com uma intensidade de até aproximadamente  $2 \times 10^6 \text{ W cm}^{-2}$ , Figura 30. Se esta intensidade crítica é ultrapassada, ocorre um aumento acentuado da entrada de energia originando um rápido aumento da profundidade de penetração. Se a intensidade sobe até  $>10^7 \text{ W cm}^{-2}$ , isto faz com que o feixe do laser seja descoberto devido à ionização do gás de proteção. O potencial de ionização do gás de proteção usado serve para influenciar este laser de plasma induzido e assim a velocidade e profundidade de penetração do processo de soldadura laser. Através do uso de hélio com um potencial de ionização maior (24.5 eV) do que o argon (15.7 eV), é possível atingir uma maior profundidade de penetração ou, a uma mesma profundidade de penetração é possível soldar mais rápido, [2].

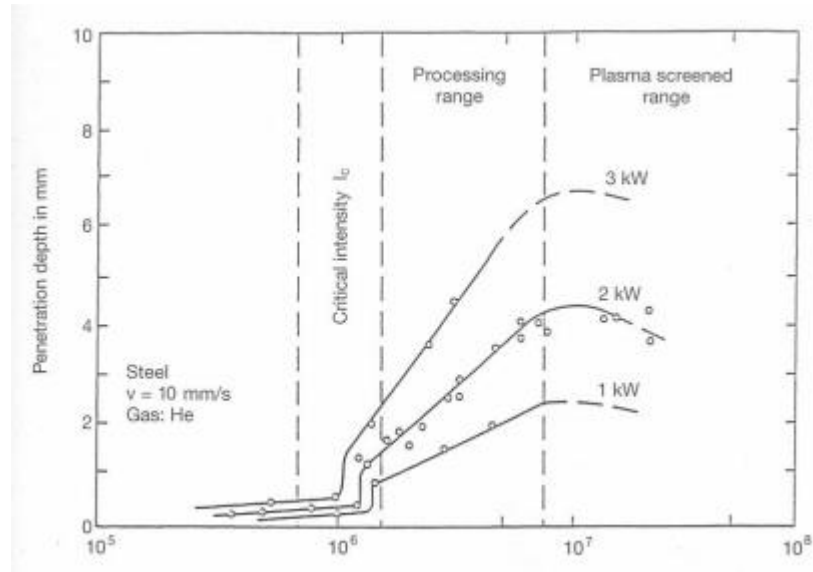


Figura 30. Profundidade de penetração como função da potência e da intensidade, [2].

O efeito do feixe do laser no resultado da soldadura em relação à geometria e à profundidade do banho de fusão depende de vários parâmetros. Não só são importantes os parâmetros do feixe do laser como a intensidade do feixe, a estrutura do modo, o comprimento focal das lentes, o diâmetro de focagem e a posição de focagem como também é importante os parâmetros do processo tais como a velocidade de soldadura, o tipo, a taxa do fluxo e a direção do fluxo dos gases de trabalho e proteção. Quanto aos parâmetros do processo é necessário fazer uma distinção entre o gás de trabalho ou gás de plasma e o gás de proteção. Enquanto o gás de trabalho serve para exercer uma influência no plasma, o gás de proteção, protege a cobertura ou base de passagem da oxidação. A Figura 31 mostra esquematicamente uma configuração de teste deste processo de soldadura com uma talha de fornecimento de gás, [2].

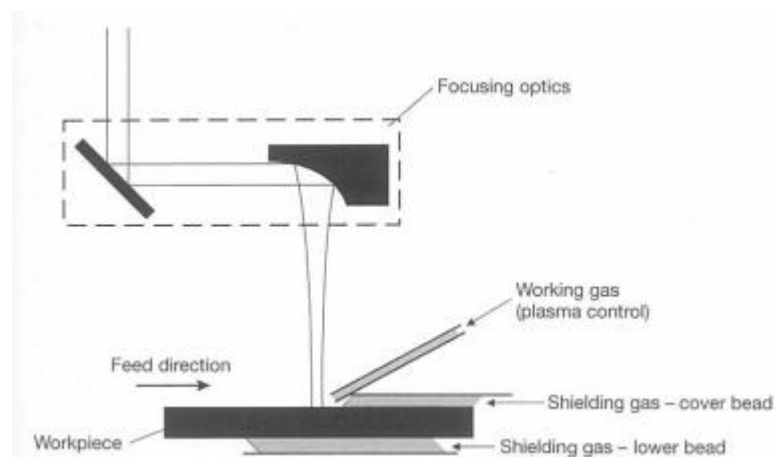


Figura 31. Processo de soldadura laser com um fornecimento de gás de proteção e de processo, [2].

## Parâmetros na soldadura

Discutido o processo de soldadura laser, é de grande importância reter certos aspetos necessários para se proceder ao uso do laser e à soldadura de um componente. Estes aspetos são os parâmetros de soldadura: parâmetros do laser, parâmetros do processo e parâmetros da peça. Estes parâmetros devem ser analisados de forma a retirar do processo, uma soldadura com a melhor qualidade possível e que cumpra todos os requisitos exigidos da mesma.

Citando José Vilas, [7], e como já referido, os parâmetros podem ser divididos em três, referidos nas Tabela 7, Tabela 8 e Tabela 9.

Tabela 7. Parâmetros do laser, [7].

Potencia	Deve ser ajustada consoante a espessura da peça. Quanto maior a espessura da peça, maior a potência necessária. É possível ter velocidades de soldadura superiores com um aumento de potência.
Ângulo de divergência (caminho percorrido pelo feixe)	O ângulo deve ser o mais pequeno possível.
Diâmetro de foco e distância total	No caso de uma velocidade constante a profundidade da soldadura é quase proporcional ao diâmetro do foco. É necessário ter em atenção que quanto menor for o diâmetro de foco maior será a profundidade. É preciso procurar uma profundidade suficiente para evitar uma posição de foco crítica. Uma reduzida distância focal conduz a um pequeno diâmetro de foco, o que leva a uma reduzida definição de profundidade.
Polarização	O raio de polarização pode ser linear ou circular. Caso a polarização esteja incorreta iremos ter uma zona termicamente afetada maior, uma velocidade de soldadura menor e uma soldadura mais espessa.

Tabela 8. Parâmetros do processo, [7].

Posição de foco	O conhecimento exato do ponto focal é um requisito importante para obter uma soldadura com bons resultados. Nos casos de soldadura onde a profundidade e a penetração são elementos críticos, este requisito é ainda mais importante.
Velocidade de soldadura	Depende do material a soldar e da penetração desejada. Sempre que a velocidade diminui a penetração é maior. Quanto mais espesso o material a soldar menor deve ser a velocidade de soldadura devido à penetração necessária. É ainda necessário ter em conta a condutibilidade térmica do material.
Gás protetor	Tem a função de proteger a soldadura do ambiente atmosférico e evitar que o vapor do plasma seja demasiado denso. Para evitar o vapor é necessário ter em conta o ângulo do fluxo (30° a 60°) e

	o ponto de incidência do gás protetor. O hélio é mais versátil, possibilita uma boa proteção, penetração da soldadura e bons acabamentos. O Azoto no caso de soldadura com um equipamento CO <sub>2</sub> , aplicando co axialmente permite obter uma soldadura com acabamento superficial aceitável e uma boa penetração possibilitando assim ter uma soldadura correta. Caso não seja necessário o uso de proteção utiliza-se o CO <sub>2</sub> por razões económicas. Se for o caso de soldadura de ligas de alumínio é aconselhável o uso de hélio ou azoto como gás de proteção, dependendo da série de liga em causa.
--	---

Tabela 9. Parâmetros da peça, [7].

Espessura da peça	Quanto mais espessa, maior deve ser a potência utilizada. Muitas vezes é necessário o uso de potências elevadas e velocidades baixas devido à grande espessura da peça.
Superfície da peça	Normalmente quanto mais limpa se encontra a superfície melhor qualidade trás para a soldadura. Quando as potências são reduzidas, podem ocorrer salpicos e porosidades, caso a peça esteja pintada ou suja (gordura, óleo, ferrugem).
Propriedades da peça	As propriedades dos materiais metálicos determinam a possibilidade de utilizar soldadura laser. Materiais não ferrosos são muito difíceis de soldar. A reflexão dos raios laser em peças de liga de alumínio é muito superior, daí temos de usar uma intensidade muito superior à normalmente usada.

É necessário ainda referir que por vezes não é possível a mudança de alguns destes parâmetros, o que leva à necessidade de tentar obter as características da soldadura necessárias ou idênticas, através da modificação de outros parâmetros disponíveis a serem alterados.

### Capacidades e limitações do processo

Este é um processo de soldadura que trás consigo inúmeras vantagens sendo estas e citando R. L. O'Brien, [5]:

- O calor fornecido está próximo da quantidade mínima requerida para fundir o metal, e assim os efeitos metalúrgicos na zona termicamente afetada e as distorções ocorridas devido ao intenso calor são minimizadas;
- O processo de soldadura laser de passagem única é capaz de soldar materiais até uma espessura de 32 mm, o que permite assim a redução do tempo de soldadura para materiais mais espessos assim com a eliminação da necessidade de material de adição;
- Não são necessários elétrodos, sendo que desta forma a soldadura não está sujeita a problemas como a contaminação do elétrodo, entalhes e ainda os danos provocados pelas altas correntes elétricas;
- Como o processo de soldadura laser não envolve contacto, as distorções são minimizadas, assim como o desgaste do equipamento;

- Os feixes do laser são prontamente focados, alinhados e direcionados por elementos óticos. Assim o laser pode ser focado a uma distância conveniente da peça de trabalho e redirecionado em torno de ferramentas e obstáculos existentes na peça de trabalho. Isto permite fazer a soldadura em locais que não são facilmente acessíveis por outros processos de soldadura;
- A peça de trabalho pode ser colocada e hermeticamente soldada num ambiente fechado e com atmosfera controlada;
- O feixe do laser pode ser focado numa área pequena, permitindo a junção de espaços entre componentes pequenos e muito juntos;
- Este processo permite a soldadura de uma enorme variedade de materiais assim como a soldadura de vários tipos de combinações de materiais diferentes;
- O laser pode ser mecanizado e automatizado por forma a permitir altas velocidades de soldadura e ainda o controlo numérico e por computador;
- Soldaduras em material fino e em fios de pequeno diâmetro são menos suscetíveis ao efeito “burn-back” (efeito este que diz respeito à quantidade de fio que a tocha deita fora depois de libertado o gatilho da mesma) no caso da soldadura por arco elétrico;
- As soldaduras laser não são influenciadas pela presença de campos magnéticos como é o caso da soldadura por arco elétrico e a soldadura por feixe de eletrões. Estes também tendem a seguir a junção da soldadura até à raiz da peça de trabalho, mesmo quando o feixe e a junção não estão perfeitamente alinhados;
- Os metais com propriedades físicas diferentes, tais como resistências elétricas, podem ser soldados;
- Não é necessário vácuo ou proteção por raios x;
- É possível obter proporções (por exemplo rácio de profundidade para largura) na ordem de 10:1, quando a soldadura é feita através da formação de uma cavidade no metal;
- O feixe pode ser transmitido a mais de uma estação de trabalho, usando óticas de mudança do feixe permitindo assim a partilha do mesmo feixe para vários trabalhos durante tempos diferentes.

Apesar de este processo apresentar inúmeras vantagens e ser um dos processos mais desenvolvidos atualmente, a soldadura laser também tem certas limitações quando comparado com outros processos de soldadura sendo estas as apresentadas a seguir, e citando R. L. O'Brien, [5]:

- As juntas devem ser precisamente colocadas lateralmente sob o feixe e numa posição controlada no que diz respeito ao ponto focal do feixe;
- Quando as superfícies de soldadura têm de ser forçadas mecanicamente a permanecer juntas, o mecanismo de aperto deve assegurar que a posição final da junta está corretamente alinhada com o ponto de impacto do feixe;
- A espessura máxima da junta que pode ser soldada com soldadura laser é limitada, sendo que soldaduras com penetrações muito maiores que 19 mm não são muito aconselháveis e práticas para a produção através deste processo;
- A alta refletividade e condutividade térmica de alguns materiais tais como alumínio e ligas de cobre, podem afetar a sua capacidade de serem soldados através deste processo;
- Quando se realiza uma soldadura laser de média e/ou alta potência, deve ser utilizado um controlo apropriado de plasma para assegurar a reprodutibilidade de solda;
- Os laser tendem a ter uma conservação de energia relativamente baixa e geralmente inferior a 10%;



- Devido às características de rápida solidificação do processo, é de esperar algumas porosidades na soldadura assim como alguma fragilidade.

**Defeitos no caso de soldadura laser**

Para obter uma soldadura laser sem falhas, é necessário coordenar otimamente um grande número de parâmetros do processo. As variáveis que essencialmente influenciam o processo são como já referido, a intensidade, o comprimento de pulso, a velocidade de soldadura e posição de foco, e ainda o tipo de gás do processo e a sua taxa de fluxo e fornecimento. Os requisitos particulares devem ser definidos na folga ou afastamento de junção (termo que em inglês é designado por “gap”). Deve ser assegurado que a largura da folga e o desalinhamento da borda, não excedam certas tolerâncias. Valores de referência máximos estão representados na Tabela 10. Valores de referência da largura da folga e do desalinhamento da borda, [2]. Se estes valores não forem respeitados, resultará em irregularidades na soldadura, como se pode visualizar na Figura 32, a qual mostra a macro secção de várias juntas de soldadura que foram produzidas com diferentes e definidas folgas, [2].

Tabela 10. Valores de referência da largura da folga e do desalinhamento da borda, [2].

Plate thickness d	Gap width b	Edge misalignment e
0.5...3 mm	0.1 x d	0.15 x d
3...10 mm	0.05 x d	0.1 x d

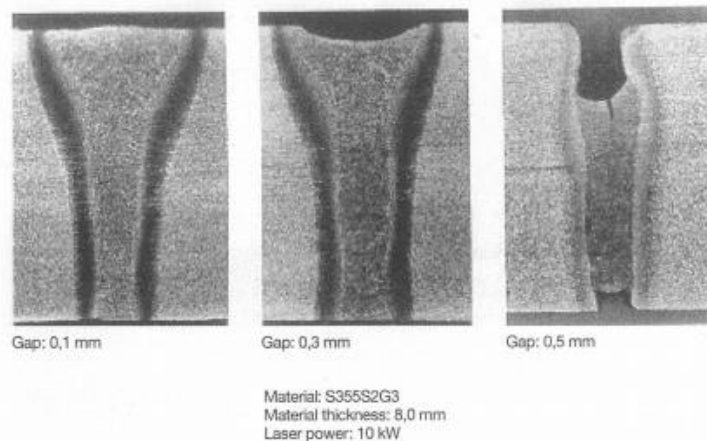


Figura 32. Macro secções de soldaduras com diferentes largura de folga, [2].

Como é possível observar na Figura 32, para uma largura de folga de 0.1 mm não existem irregularidades com a soldadura. Já para a largura de folga de 0.3 mm se pode ver que ocorre uma ligeira concavidade na soldadura. A largura de folga de 0.5 mm leva a uma concavidade da soldadura mais séria incluindo uma concavidade na raiz da soldadura. O malefício relativo a folgas de grande largura pode ser contornado dentro de certos limites procedendo a uma oscilação do feixe do laser. O feixe pode ser defletido desta forma usando por exemplo espelhos rotativos com mostra a Figura 33, [2].

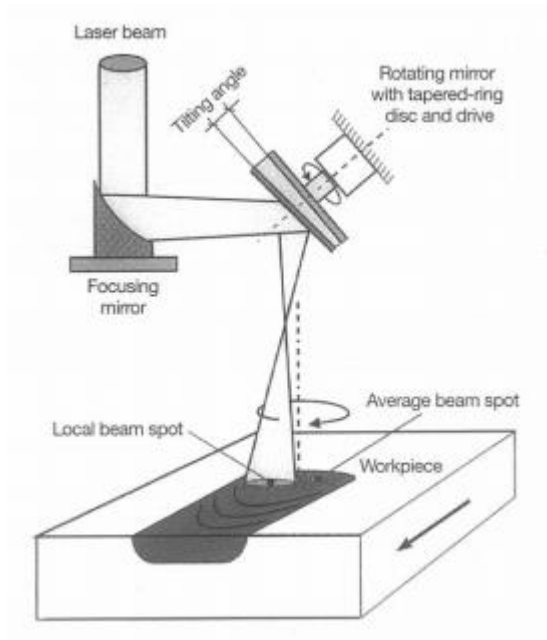


Figura 33. Diagrama do sistema de deflexão do feixe, [2].

A vantagem deste método no processo de soldadura está apresentada na Figura 34, a qual mostra uma soldadura de topo realizada com uma folga e um desalinhamento das bordas sem e com oscilação do feixe, [2].

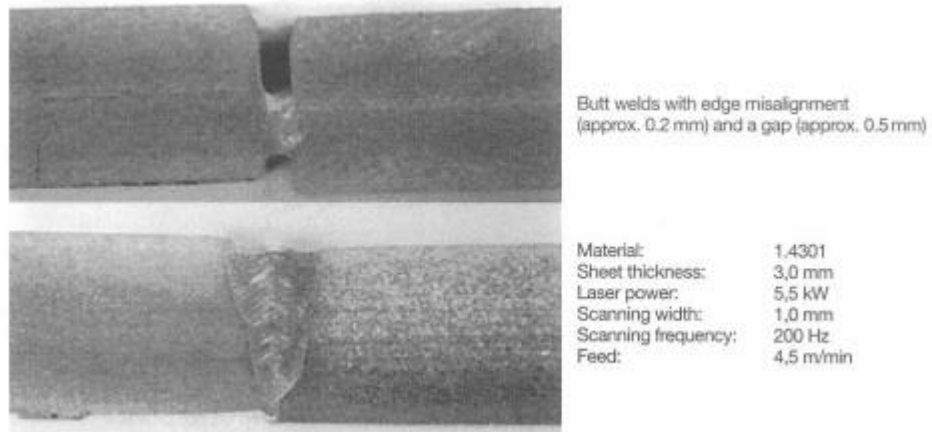


Figura 34. Processo de soldadura laser com e sem a deflexão do feixe, [2].

Se os parâmetros do processo não estiverem coordenados, possivelmente ocorrerão defeitos na soldadura. A Tabela 11 lista os defeitos mais frequentes de uma soldadura laser, assim como as causas e formas de os evitar, [2].

Tabela 11. Defeitos (irregularidades) da soldadura laser, suas causas e formas de prevenção, [2]

<b>Welding defects (Irregularities)</b>	<b>Possible causes</b>	<b>Avoidance</b>
Increases porosity	Insufficient degassing of the molten metal Unfavourable gas type  Deficient component cleaning	Change the weld preparation Change the welding speed Change the working-gas parameters Increase the pulse frequency (only in the case of pulsed lasers) Improve the cleaning
Cracking	Impermissible increase in hardness Shrinkage stresses Unfavourable weld geometry	Reduce the welding speed Change the weld preparation Change the weld geometry Preheating/postheating Use a more favourable material
Undercuts	Joining gap too large Edge misalignment too great Cooling of the molten metal too quick	Change the weld preparation Change the shielding-gas parameters Change de pulse frequency (only in the case of pulsed lasers)
Upper bead too wide	Plasma control ineffective Focus position not optimum	Change the working-gas parameters Change the focus position
Weld too wide	Focus diameter too large  Focus position incorrect Welding speed too low Working-gas parameters incorrect	Adjust the focusing optics/use a shorter focal length  Optimise the focus position Increase the welding speed Optimise the working-gas parameters
Upper bead unsteady	Beam parameters unstable Working-gas flow rate too high Nozzle position incorrect	Defects on the laser or in the beam path Reduce the flow rate Correct the position

### Soldadura híbrida laser-arco

A soldadura híbrida laser-arco têm-se tornado num processo de soldadura muito promissor devido a este permitir compensar as debilidades, tanto da soldadura laser como da soldadura por arco eléctrico, pois utiliza ambos os processos em conjunto. A soldadura laser como já referido é um processo de grande popularidade devido a permitir obter soldaduras de alta qualidade, precisão e performance assim como grandes velocidades de soldadura. O processo

apresenta ainda uma boa flexibilidade e baixas deformações e distorções, em adição tem ainda a grande variedade de aplicações automatizadas que permitem a redução de trabalhadores, a automatização do processo, e a criação de linhas de produção. Alguns dos defeitos ou debilidades deste processo são principalmente o alto custo dos equipamentos laser, a dificuldade de fundição de materiais com alta refletividade ou alta condutibilidade térmica, a baixa tolerância a folgas pequenas, e ainda a fácil formação de defeitos de soldadura em soldadura de grande penetração, etc. A soldadura por arco elétrico que é maioritariamente utilizada devido ao baixo custo dos equipamentos, fácil operação, além de ser um processo que apresenta uma elevada estabilidade e ainda efetividade. Já os seus defeitos ou debilidade são a penetração superficial dos cordões de soldadura, as baixas velocidades de soldadura e ainda a fácil formação de grânulos a velocidade superiores, etc, [8].

Por outro lado, a soldadura híbrida entre lasers de CO<sub>2</sub>, YAG, diodo, “disk” ou fibra, e processos de arco elétrico como TIG, MIG, MAG, plasma, etc, tem recebido uma grande atenção devido a esta ser capaz de reunir as vantagens de ambos os processos e assim conseguir benefícios como maior penetração, maiores velocidades de soldadura, maiores tolerâncias de folga, melhor aparência superficial do cordão de soldadura e ainda uma redução de defeitos de soldadura. Estes processos apresentam fontes de calor diferentes mas ambos operam sobre uma proteção de gás e à pressão ambiente o que possibilita a combinação de ambas as fontes de calor numa técnica única, dando então origem ao processo híbrido laser-arco. Neste processo, o feixe de laser proporciona uma fonte de calor com energia de alta densidade como fonte principal de calor permitindo uma soldadura com grande penetração, seguindo do arco elétrico como fonte secundária de calor e que se compromete com funções adicionais da soldadura permitindo assim o melhoramento da estabilidade do processo, a sua confiança e eficiência, assim como a qualidade final do cordão de soldadura. A título de curiosidade, caso neste processo a fonte principal de calor seja por arco elétrico, então o processo tem o nome de laser aumentado (laser-augmented) ou soldadura laser suportada por arco (laser supported arc welding), [8].

No processo de soldadura híbrido laser-arco é muito importante perceber o fenómeno físico ocorrente, visto que todos os estados (sólido, líquido, vapor e plasma) existem em um espaço muito pequeno. Na Figura 35 estão representados o processo híbrido laser-TIG e o processo híbrido laser-MIG. Como é possível visualizar é formado um Keyhole no banho de fusão devido à fonte da alta potência do feixe do laser, com formação simultânea de uma pluma (emissão de luz), vapores, partículas ultrafinas ou fumos e ainda salpicos/respingos (splatter). Existem ainda o arco de plasma do processo TIG e o arco de plasma e gotículas (droplets) do processo MIG, [8].

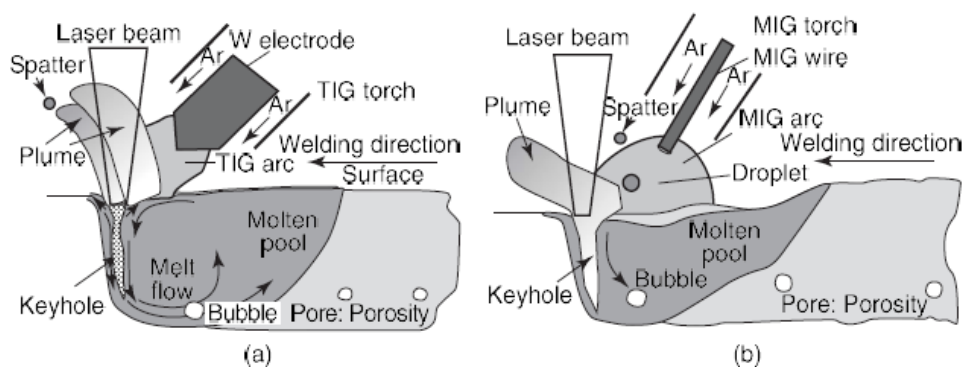


Figura 35. Representação esquemática do processo híbrido laser-TIG (a) e laser-MIG (b), [8].

Na Figura 36, e à semelhança da Figura 35, estão apresentados os processos de soldadura laser e híbrido laser-MIG (com duas potências diferentes, 120 e 240 A). Desta forma é possível proceder a uma comparação entre os processos e ver algumas das diferenças existentes entre ambos. É possível visualizar ainda o fluxo do material fundido, e a formação de bolhas, porosidades e não porosidades no caso do processo híbrido laser-MIG com potência de 240 A, [8].

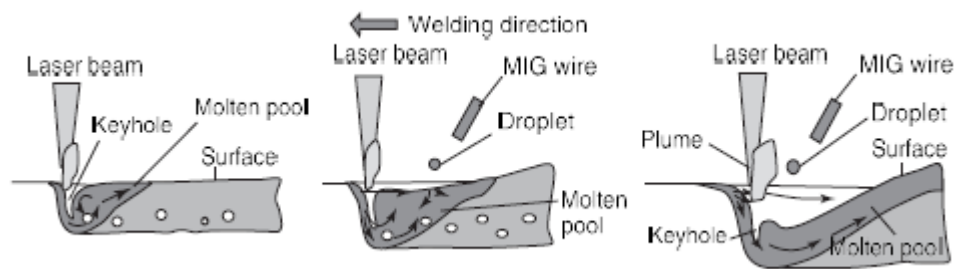


Figura 36. Representação esquemática do processo de soldadura laser, híbrido laser YAG-MIG com uma potência de 120 A e híbrido laser YAG-MIG com uma potência de 240 A, respetivamente, [8].

A combinação de ambos os processos tem em conta vários aspetos específicos de cada um e os quais devem ser regulados de acordo com as características da soldadura a realizar. Um desses aspetos e o qual resulta da combinação de ambos é o ponto comum dos processos e o qual se pode modificar de modo a realizar diferentes tipos de soldadura e com características e acabamentos diferentes. Um exemplo da modificação desse ponto comum está apresentado na Figura 37, a qual mostra que com a modificação do ângulo de incidência entre o feixe do laser e a tocha é possível alterar o ponto comum conseguindo propriedades e soldadura diferentes. Na primeira imagem é possível ver que com uma combinação ótica apropriada entre ambos os processos foi obtida uma mesma profundidade para ambos. Esta combinação foi conseguida com a redução da potência do laser ou em alternativa com o aumento da velocidade de soldadura. Já na segunda imagem, e para uma soldadura transversal, a inclinação da tocha permitiu a soldadura de placas com diferentes espessuras, onde a combinação das duas fontes de calor permitiu a redução da necessidade de preparação dos bordos, o aumento de material fundido na soldadura, o melhoramento da aparência da soldadura com uma transição mais suave entre placas, e ainda um aumento da eficiência do processo resultando em maiores velocidades de soldadura, [8]

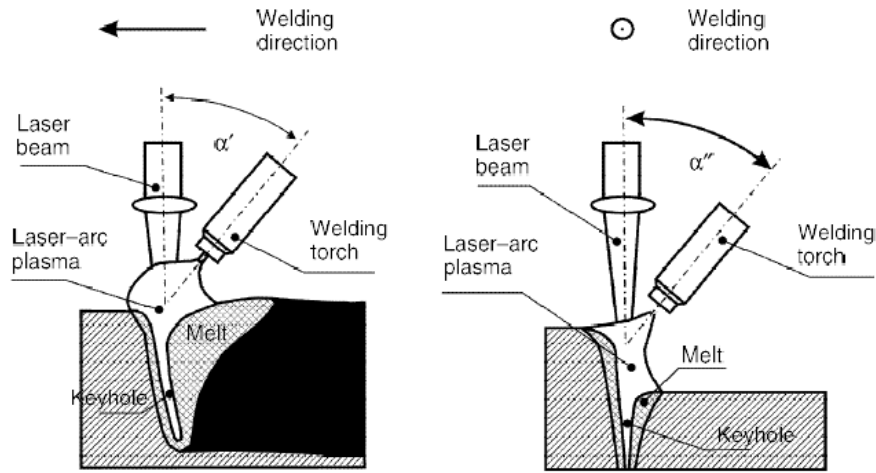


Figura 37. Representação esquemática de operações com o ponto comum de um processo de soldadura híbrido laser-arco, [8].

Na Figura 38 está apresentado outra forma da soldadura híbrida laser-arco, onde ambos os processos não partilham do ponto comum, ou seja, ambos têm pontos de operação diferentes e separados. Este processo permite a soldadura representada e constituída por uma soldadura a laser da parte inferior da junta, seguido de um acabamento da parte superior pelo processo de soldadura por arco elétrico com elétrodos consumíveis. Apesar de ambos os processos não interagirem diretamente, resultam alguns efeitos sinérgicos, pois em primeiro lugar a fixação da junta da peça pela soldadura laser diminui as distorções produzidas pela soldadura de arco elétrico realizada a seguir. Em segundo, a energia adicional do arco leva a um recozimento da junta feita pela soldadura laser, o que leva a que a dureza seja reduzida substancialmente. Este processo é usado com o intuito de, por exemplo, aumentar a espessura das chapas a serem soldadas.

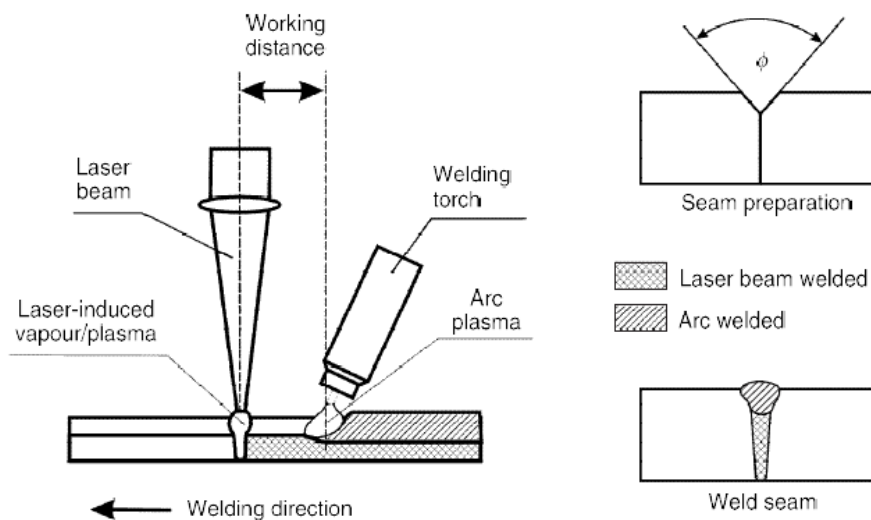


Figura 38. Representação esquemática do processo de soldadura híbrido laser-arco com pontos separados de operação, [8].

Para além destas formas convencionais do processo de soldadura híbrido laser-arco, onde existe uma fonte de calor primária (feixe laser) e uma secundária (arco elétrico), têm havido desenvolvimentos tecnológicos que fazem uso de duas ou mais fontes de calor secundárias (arco elétrico). Algumas das configurações possíveis estão representadas na figura 39. Estas configurações permitem obter propriedades ainda mais específicas e que não são possíveis de obter com a utilização de apenas uma fonte de calor secundária, [8].

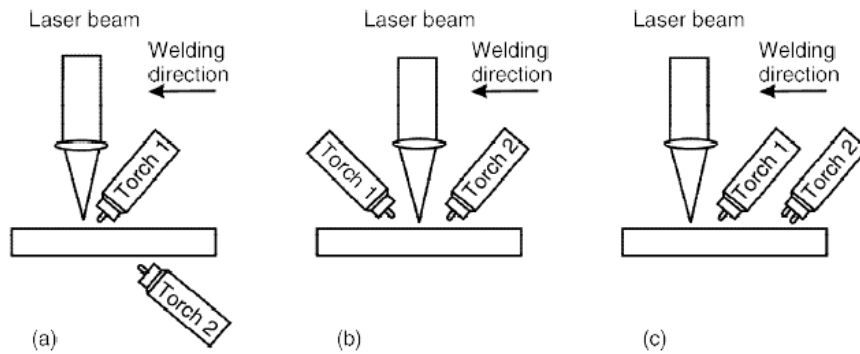


Figura 39. Representação esquemática do processo de soldadura híbrido com duas fontes de calor secundárias, [8].

### TRUMPF laser – TruDisk

A TRUMPF é uma empresa alemã líder mundial no que diz respeito a lasers industriais e aos respetivos sistemas tecnológicos. A tecnologia laser desta empresa engloba vários tipos de sistemas. Entre eles temos o sistema TruDisk o qual será abordado posteriormente. Desta forma existe o interesse de expor o seu funcionamento e características técnicas.

Segundo a empresa TRUMPF e citando a mesma, [9], os TruDisk disk lasers apresentam alta eficiência, preço atrativo e compacidade. Estes combinam as vantagens dos lasers de estado sólido com os de díodo. Usam um disco como meio do laser o que garante uma boa qualidade do feixe, e ainda usam um laser de díodo como fonte de fornecimento de energia de excitação e assim assegura a sua alta eficiência. Os TruDisk disk lasers fornecem máxima performance em soldadura e corte de chapas finas. As fontes de potência destes lasers estão disponíveis com potências de até 16 kW. Os campos de aplicação vão desde a indústria automóvel até à indústria aeroespacial. Na Figura 40. Construção compacta de um TruDisk disk laser, [9]. está representado o design ótico deste tipo de laser.

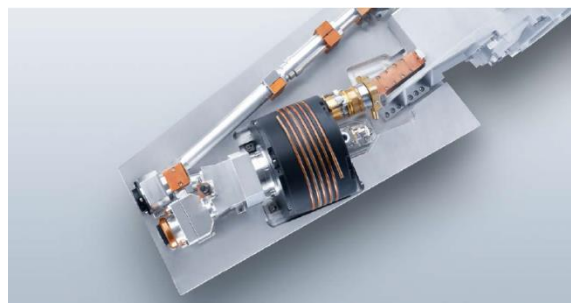


Figura 40. Construção compacta de um TruDisk disk laser, [9].

Como resultado da geometria do disco, este laser proporciona excelente qualidade do feixe mesmo na zona de potência dos vários milhares de watts. Isto significa que se consegue obter bons resultados para diversos tipos de processos diferentes. O ângulo divergente constante em todos os modos de operação e potência garante uma qualidade do feixe padronizada permitindo a recriação do processo sempre da mesma forma. Este feixe padronizado é também possível devido à capacidade de controlo da potência do laser em tempo real que permite que esta seja constante a todo o instante. Esta operação não é afetada pela reflexão de volta do feixe.

Este laser tem ainda a capacidade de criar uma rede de trabalho, permitindo assim ter um ou mais TruDisk lasers ligados com várias estações de processamento e permitindo que a potência do laser seja distribuída corretamente. Um TruDisk laser consegue fornecer até 6 estações de trabalho, tanto simultaneamente como alternadamente. Isto possibilita a combinação de diferentes aplicações.

Devido ao design do ressoador do TruDisk laser, este não é sensível às reflexões de volta e assim permanece estável durante toda a produção. Esta sensibilidade é também atenuada até para os materiais com alta refletividade. Por fim é referido ainda que os TruDisk lasers apresentam uma densidade de potência não crítica para todos os componentes óticos.

De seguida são apresentadas, na Tabela 12 e Tabela 13, uma visão global e simplificada do laser assim como os dados técnicos, respetivamente. É necessário referir que apesar da grande variedade de lasers deste tipo fornecidos pela Trumpf, apenas será referida a série 300x, a qual será referida posteriormente.

Tabela 12. Visão geral dos laser TruDisk, [10].

<b>Category</b>	Disk laser, diode-pumped solid-state laser
<b>Products</b>	TruDisk 1000/ 2000/ 2002/ 3001/ 3002/ 3006/ 4001/ 4002/ 4006/ 5001/ 5002/ 5006/ 6001/ 6002/ 6006/ 8001/ 8002/ 10002/ 10003/ 12002/ 12003/ 16002/ 16003
<b>Application Fields</b>	Cutting, welding, scanner welding, thick sheet metal welding, hybrid welding
<b>Robust and reliable</b>	The beam guidance, power supply, cooling system and control of the TruDisk laser are constructed in modules and accommodated in a compact housing. All the components are thought through in detail and adapted to one another. This results in highly reliable and robust laser systems in all operating conditions.
<b>Process safety</b>	The power of your laser can be regulated with great precision in real time. The required laser power at the workpiece remains constant all the time so that from the first second and over many years of production the results are always absolutely reproducible. The unique power range of 2 - 100% also enables a high application flexibility and the saving of relevant power data.
<b>Low operating costs</b>	Efficiencies of 30%, active power factor corrections, energy saving modes, ProfiEnergy and optimized cooling systems: All of these points have been considered and have been optimized to reduce your operating costs.



Tabela 13. Dados técnicos dos lasers TruDisk da série 300x, [10].

Laser	TruDisk 3001	TruDisk 3002	TruDisk 3006
Wavelength	1030 nm	1030 nm	1030 nm
Laser power	3000 W	3000 W	3000 W
Beam quality	4 mm*mrad	8 mm*mrad	25 mm*mrad
Min. Diameter laser light cable	100 µm	200 µm	600 µm
Power stability at nominal power	+/- 1%	+/- 1%	+/- 1%
Cooling water temperature range	5°C – 20°C	5°C – 20°C	5°C – 20°C
Dimensions			
• Width	1600 mm	1600 mm	1600 mm
• Height	1550 mm	1550 mm	1550 mm
• Depth	950 mm	950 mm	950 mm
Laser power: At the workpiece regardless of the ambient temperature.			
The above mentioned power stability applies for years.			
Higher laser power on request.			

## 2.4 Tensões residuais

### 2.4.1 Tensões, deformações e propriedades mecânicas dos metais

Para a melhor compreensão das tensões residuais e distorções é necessário recordar o significado de tensão, deformação e ainda as propriedades do comportamento do metal.

Segundo Koichi Masubuchi, [11], quando um corpo está em equilíbrio e sujeito à ação de forças, está sujeito a um estado de tensão, que provocam deformações no corpo. Estas tensões são normalmente expressas como sendo uma carga ou força sobre uma área e são normalmente apresentadas em N/m<sup>2</sup> (Newton por metro ao quadrado), kg/mm<sup>2</sup> (quilogramas por milímetros ao quadrado) ou psi (libras por polegadas). Para o caso simples de uma barra sujeita a uma força de tração como representada na Figura 41, é possível escrever a tensão,  $\sigma$ , como sendo:

$$\sigma = \frac{P}{A} \quad (2)$$

onde  $\sigma$  é a tensão em N/m<sup>2</sup>, P a força de tração em N e A a área da secção transversal em m<sup>2</sup>.

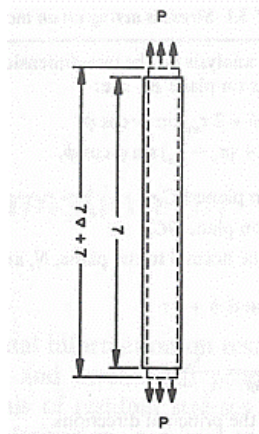


Figura 41. Barra prismática sujeita a uma força à tração P, [11].

As tensões, num campo de tensões global, não são normalmente uniformemente distribuídas e uniaxiais. A Figura 42 mostra como as componentes das tensões atuam nos 3 planos perpendiculares entre si passando através do ponto, O, do corpo, [11].

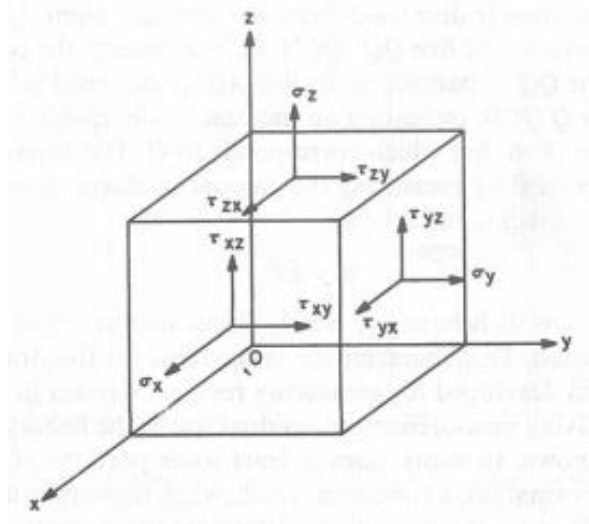


Figura 42. Componentes das tensões, [11].

Em cada par de planos paralelos é possível ver três componentes, a tensão equivalente perpendicular ao plano e duas componentes de tensão de corte atuando no plano. De uma forma mais explícita e como exemplo, é possível dizer que atuando no plano perpendicular ao eixo dos x temos a tensão equivalente  $\sigma_x$ , e atuando nas direções paralelas ao plano dos y e dos z respetivamente temos as tensões de corte  $\tau_{xy}$  e  $\tau_{xz}$ . Devido ao equilíbrio do elemento apenas 6 componentes são independentes sendo estas, [11]:

$$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z; \tau_{xy} = \tau_{yx}; \tau_{yz} = \tau_{zy}; \tau_{zx} = \tau_{xz} \tag{3}$$

Estas seis componentes são designadas componentes das tensões para aquele ponto. Se estas seis componentes de tensão são conhecidas, a tensão num qualquer plano inclinado que atravesse o mesmo ponto pode ser calculada através das seguintes fórmulas, as quais analisam

um estado plano de tensão bidimensional ( $\sigma_z=\tau_{xz}=\tau_{yz}=0$ ) de forma a simplificar a discussão. É possível acompanhar o raciocínio das fórmulas através da visualização da Figura 43. Assim as componentes das tensões no plano BC são, [11]:

$$\sigma_n = \sigma_x \cos^2 \phi + \sigma_y \sin^2 \phi + 2\tau_{xy} \sin \phi \cos \phi \quad (4)$$

$$\tau = \tau_{xy}(\cos^2 \phi - \sin^2 \phi) + (\sigma_y - \sigma_x) \sin \phi \cos \phi \quad (5)$$

onde  $\sigma_n$  é a tensão equivalente no plano BC,  $\tau$  é a tensão de corte no plano BC, e  $\phi$  o ângulo entre a normal ao plano, N, e o eixo dos x.

Para  $\tau=0$  e os ângulos  $\phi$  e  $\phi+\pi/2$  temos:

$$\frac{1}{2} \tan 2\phi = \frac{\sin \phi \cos \phi}{\cos^2 \phi - \sin^2 \phi} = \frac{\tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y} \quad (6)$$

onde ambas as duas direções são chamadas de direções principais.

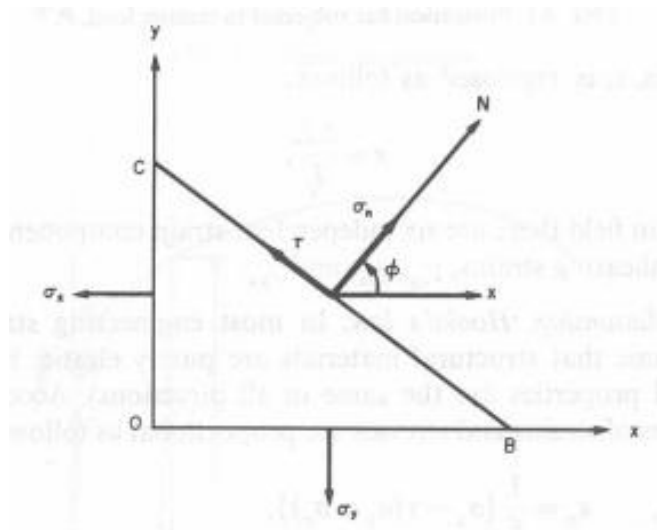


Figura 43. Atuação das tensões num plano inclinado, [11].

Existem sempre três planos perpendiculares onde não existem tensões de corte. Estes planos são chamados planos principais e as tensões que neles atuam são chamadas tensões principais, [11].

Quanto às deformações, estas aparecem devido às forças aplicadas no corpo que deformam ligeiramente este. Como se pode ver pela Figura 41, o comprimento da barra aumenta a partir do seu valor original  $L$  para um valor  $L+\Delta L$  (O novo comprimento de barra está representado a tracejado). A deformação,  $\epsilon$ , é expressa pela seguinte fórmula, [11]:

$$\epsilon = \frac{\Delta L}{L} \quad (7)$$

À semelhança do campo de tensões, o campo geral de deformações é caracterizado por seis componentes de deformações independentes. A deformações normais  $\epsilon_x$ ,  $\epsilon_y$  e  $\epsilon_z$ , e as deformações de corte  $\gamma_{xy}$ ,  $\gamma_{yz}$  e  $\gamma_{zx}$ , [11].

Segundo a lei de Hooke relativa à relação tensão-deformação, a magnitude das tensões e das deformações é proporcional como apresentam as fórmulas a seguir. É necessário referir que em grande parte das análises de tensões em engenharia, é assumido que os materiais são puramente elásticos, homogêneos e isotrópicos (materiais cujas propriedades são iguais em todas as direções), [11].

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E} \{\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)\}; \varepsilon_y = \frac{1}{E} \{\sigma_y - \nu(\sigma_z + \sigma_x)\}; \varepsilon_z = \frac{1}{E} \{\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)\} \quad (8)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{1}{G} \tau_{xy}; \gamma_{yz} = \frac{1}{G} \tau_{yz}; \gamma_{zx} = \frac{1}{G} \tau_{zx} \quad (9)$$

onde  $E$  é o módulo de elasticidade ou módulo de Young,  $\nu$  o coeficiente de Poisson e  $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$  é o módulo de rigidez ou módulo de corte.

Uma análise plástica da relação tensão-deformação é muito mais complexa e não será abordada nesta análise simples. Na Figura 44 é possível ver uma curva esquemática de tensão-deformação para um metal tal como alumínio.

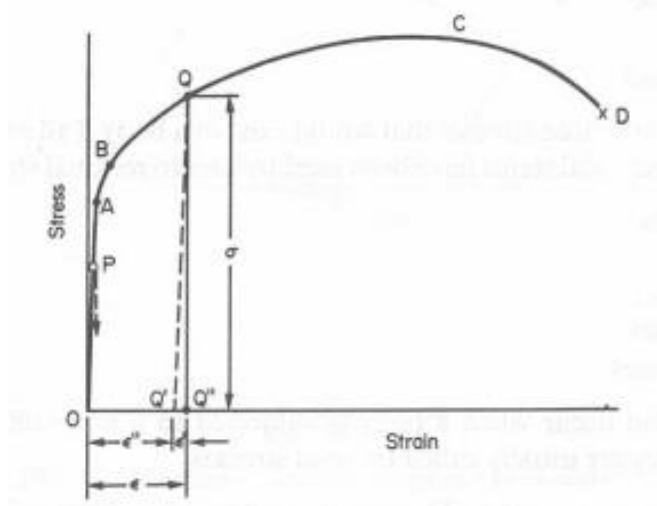


Figura 44. Curva tensão-deformação para um metal, [11].

Como é possível ver à medida que a carga ou tensão aumenta a deformação vai mudando como mostrado pela curva OABCD. A região AO é a região elástica do material onde o declive representa o módulo de Young. A tensão no ponto B corresponde à tensão de cedência, e quando a carga aumenta o metal passa a deformar-se plasticamente. Alguns metais, tal como o aço ao carbono, apresentam uma zona de tensão de cedência clara enquanto outros como as ligas de alumínio não. Nesses metais, tais como as ligas de alumínio, a tensão para a qual ocorre uma extensão permanente de 0.2% é designada por tensão de cedência. O ponto C representa a tensão última, e o ponto D representa o ponto onde ocorre a fratura. A deformação muda quando a carga é diminuída ou quando o metal deixa de estar sujeita à carga. Quando a tensão é diminuída de um ponto arbitrário, P, da linha AO, a deformação diminui como representado pela seta e após a carga ser removida nenhuma deformação permanece no corpo, ou seja, regressa à origem O. O mesmo não acontece quando a diminuição ocorre a partir de um ponto arbitrário, Q, da curva BC, pois a deformação é modificada tal como representado pela QQ', a qual representa a deformação permanente ou deformação plástica. Esta linha é paralela à linha

AO. Quando o metal é carregado novamente, a deformação muda para  $Q'QCD$ , indicando um aumento do limite elástico correspondente do ponto A para aquele correspondente ao ponto Q. A magnitude da tensão nesse ponto Q pode ser determinada através da medição da quantidade de deformação elástica,  $Q'Q''=\epsilon'$ , a qual ocorre durante o descarregamento seguindo a fórmula seguinte, [11]:

$$\sigma = E\epsilon' \quad (10)$$

Durante o descarregamento, o comportamento dos metais é puramente elástico, mesmo quando estes foram submetidos a deformação plástica. Esta característica é a base das técnicas de deformação-relaxamento que foram desenvolvidas para a medição de tensões residuais nos metais, [11].

#### 2.4.2 Tensões residuais

Segundo Koichi Masubuchi, [11], as tensões residuais são aquelas tensões que existem num corpo caso todas as forças externas sejam removidas. São usados vários termos técnicos para descrever as tensões residuais, tais como tensões internas, tensões iniciais, etc. As tensões residuais podem ainda ocorrer quando um corpo é sujeito a uma mudança de temperatura não uniforme, sendo que neste caso são chamadas tensões térmicas. As tensões residuais macroscópicas e microscópicas, são as escalas nas quais as tensões residuais podem existir e variar grandemente desde grandes proporções de metal estrutural até áreas de medição através de uma escala atômica. Na Figura 45 são apresentadas três situações distintas de geração de tensões residuais: (a) tensões e distorções térmicas em toda a estrutura devido ao aquecimento desta por exposição à radiação solar; (b) as tensões residuais devido à soldadura de duas placas; e (c) tensões residuais produzidas por esmerilhamento as quais são altamente concentradas numa camada fina junto à superfície.

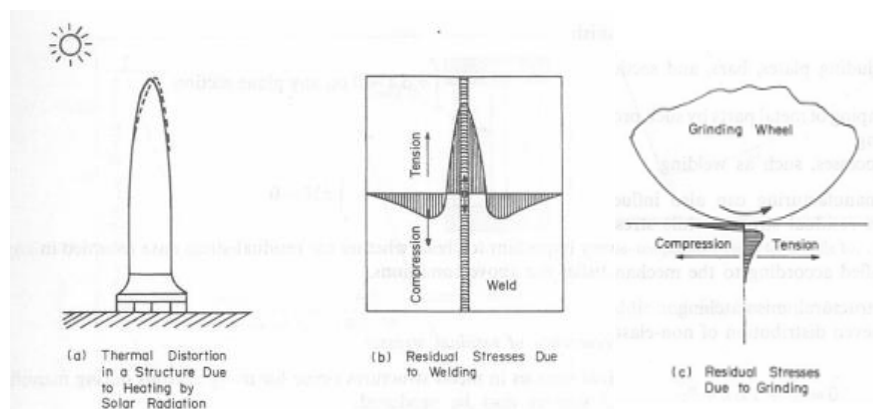


Figura 45. Tensões residuais macroscópicas a várias escalas, [11].

Como já referido, as tensões residuais também ocorrem a uma escala microscópica, como por exemplo as tensões residuais produzidas em áreas perto da estrutura martensite no aço, já que a transformação da martensite, que tem lugar a baixas temperaturas, resulta na extensão do metal. Tensões residuais a uma escala atômica existem em áreas perto de deslocações, [11].

Já que as tensões residuais existem sem a existência de forças externas é necessário a existência de uma condição de equilíbrio das tensões residuais. Assim a força resultante e o momento resultante produzidos pelas tensões residuais devem ser nulos segundo as seguintes fórmulas, [11]:

$$\int \sigma dA = 0 \text{ em qualquer secção do plano} \quad (11)$$

$$\int dM = 0 \quad (12)$$

### 2.4.3 Ocorrência de tensões residuais

Segundo Koichi Masubuchi, [11], as tensões residuais em estruturas metálica ocorrem por muitas razões durante a fabrico. Assim estas podem ser produzidas das seguintes formas:

- Em muitos materiais incluindo placas, barras e secções durante a laminagem, injeção, forja e etc;
- Durante a formação e injeção de partes metálicas por processos como corte, flexão, maquinagem e esmerilhamento;
- Durante processos de fabrico tais como soldadura.

Temos ainda os tratamentos térmicos que influenciam as tensões residuais durante o fabrico. Como exemplo, temos a têmpera que produz tensões residuais enquanto outros tratamentos térmicos como o revenido para alívio de tesões que reduz as tensões residuais. As tensões residuais são assim classificadas de acordo com o mecanismo que as produz, podendo ser através de um descasamento estrutural ou através de distribuições desiguais de deformações não elásticas, incluindo deformações plásticas e térmicas, [11].

### 2.4.4 Análise de tensões residuais e de distorções em soldadura

Segundo Koichi Masubuchi, [11], existem muitos fatores que contribuem para a distorção total de uma soldadura. Estes fatores, suas interações e seus efeitos estão apresentados na Figura 46, ilustrando que as distorções numa estrutura soldada são função dos parâmetros estruturais, dos parâmetros do material e dos parâmetros de fabricação. Por sua vez os parâmetros estruturais incluem a geometria da estrutura (a qual pode ser um painel endurecido com uma armação, um cilindro, uma estrutura esférica, etc.), a espessura da chapa e o tipo de junta (seja ela uma junta topo a topo, junta em “T”, etc.). Os parâmetros do material incluem os tipos e as condições da chapa de base assim como do metal de adição. Por fim os processos de fabrico, onde se incluem os processos de soldadura (arco elétrico com eléctrodo revestido, arco submerso, MIG/MAG, TIG, etc.), os parâmetros do procedimento (corrente elétrica, voltagem, velocidade do arco, temperatura de pré-aquecimento e de inter-passagens, etc.), e os parâmetros de montagem (sequência de soldadura, grau de restrição, etc.).

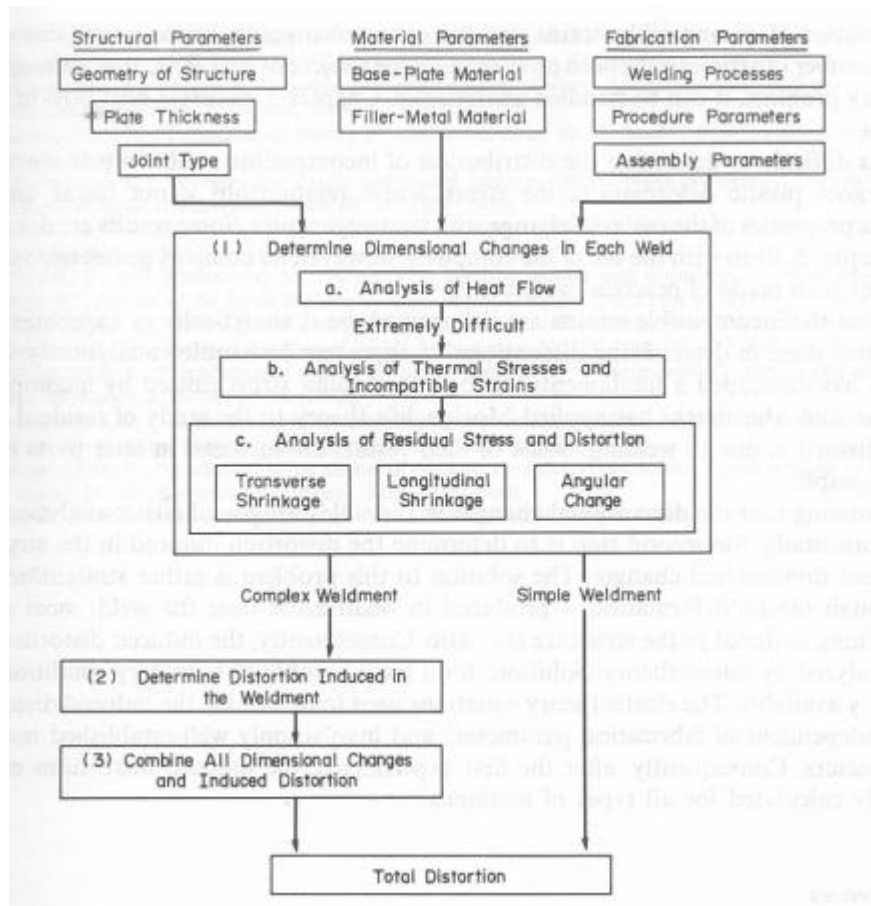


Figura 46. Fatores que contribuem para as distorções em soldadura, assim como a relação entre eles e a distorção total, [11].

Para a determinação de tensões residuais e distorções analiticamente é necessário estabelecer uma relação analítica entre estes três conjuntos de parâmetros e distorções. Estas podem ser feitas através de, [11]:

- Determinação de mudanças dimensionais produzidas na estrutura, por cada soldadura realizada;
- Determinação das distorções induzidas na estrutura por estas mudanças dimensionais;
- Combinação de todas as mudanças dimensionais e distorções induzidas.

No caso de se tratar de uma soldadura simples, o segundo e terceiro passo não são necessários. O primeiro passo referido pode ainda ser dividido em outros três, [11]:

- Análise do fluxo de calor;
- Análise das tensões térmicas durante a soldadura de forma a determinar as deformações incompatíveis que não satisfazem a condição de compatibilidade da teoria da elasticidade;
- Determinação da mudanças dimensionais, incluindo contração transversal, contração longitudinal, e mudanças angulares, induzidas pela deformações incompatíveis.

Segundo Koichi Masubuchi, [11], podemos sintetizar esta informação dizendo que numa soldadura por fusão, a zona de soldadura é localmente aquecida pela fonte de calor. Durante este ciclo térmico, a zona de soldadura fica sujeita a tensões térmicas. Quando a soldadura está completa, permanecem deformações incompatíveis nas regiões perto da soldadura. Essas deformações incompatíveis, incluem mudanças dimensionais associadas com a solidificação do metal, transformações metalúrgicas, e deformações plásticas, e as quais são a causa do aparecimento de tensões residuais e distorções. Quando os processos de soldadura e os parâmetros são alterados, os padrões do fluxo de calor também são alterados. As mudanças nesses padrões de fluxo de calor causam a mudança na distribuição das deformações incompatíveis, e assim estas provocam mudanças nas contrações e nas distorções. É difícil determinar a distribuição de deformações incompatíveis, pois quando o material entra na deformação plástica, a relação entre tensão-deformação deixa de ser linear e as propriedades plásticas do material mudam com a temperatura.

Quando as deformações incompatíveis estão determinadas, seja experimentalmente ou analiticamente, o terceiro passo da determinação das mudanças dimensionais pode ser realizado analiticamente. Moriguchi desenvolveu uma teoria fundamental relativa às tensões causadas pelas deformações incompatíveis, e Masubuchi, em [11] aplicou-a ao estudo de tensões residuais e distorções devidas a soldadura. Assumindo que as mudanças dimensionais numa soldadura são encontradas analiticamente ou experimentalmente, o segundo passo é a determinação das distorções induzidas na estrutura pelas mudanças dimensionais. A solução para este problema é bastante simples. Apesar da deformação plástica ser produzida em áreas perto da soldadura, grande parte do material restante na estrutura é elástico. Consequentemente, a distorção induzida pode ser analisada pela teoria elástica. Estão disponíveis numerosas condições de fronteira para este estudo. As equações da teoria elástica usadas para a determinação das distorções induzidas são independentes dos parâmetros de fabrico e envolvem apenas os parâmetros estabelecidos do material da soldadura. Consequentemente, após as primeiras experiências, as distorções induzidas podem ser calculadas para todo o tipo de materiais, [11].

#### **2.4.5 Medição de tensões residuais em soldadura**

Existem várias técnicas que permitem a medição tensões residuais em metal. Segundo Koichi Masubuchi, [11], estas técnicas podem ser divididas em 4 grupos. A Tabela 14 permite ver uma lista das técnicas existentes para a medição das tensões residuais, assim como para a sua classificação. Os 4 grupos referidos são:

- Técnicas de relaxação de tensões;
- Técnicas de difração por raios X;
- Técnicas de uso das propriedades da sensibilidade das tensões;
- Técnicas de fratura.



Tabela 14. Classificação das técnicas de medição de tensões residuais, [11].

[A-1] Stress-relaxation using electrical and mechanical strain gages	Techniques applicable primary to plates	1. Sectioning technique using electrical resistance strain gages; 2. Gunnert technique; 3. Mathar-Soete drilling technique; 4. Stäblein successive milling technique.
	Techniques applicable primarily to solid cylinders and tubes	5. Heyn-Bauer successive machining technique; 6. Mesanger-Sachs boring-out technique.
	Technique applicable primarily to three-dimensional solids	7. Gunnert drilling technique; 8. Rosenthal-Norton sectioning technique.
[A-2] Stress relaxation techniques using apparatus other than electrical and mechanical strain gages		9. Grid system-dividing technique; 10. Brittle coating-drilling technique; 11. Photo-electric coating-drilling technique.
[B] X-ray diffraction techniques		12. X-ray film technique; 13. X-ray diffractometer technique.
[C] Techniques based on stress-sensitive properties	Ultrasonic techniques	14. Polarized ultrasonic wave technique; 15. Ultrasonic attenuation technique.
	Hardness techniques	16. Hardness technique.
[D] Cracking techniques		17. Hydrogen-induced cracking technique; 18. Stress-corrosion cracking technique.

De uma forma mais detalhada e continuando a citar Koichi Masubuchi, [11], na técnica de relaxação de tensões (grupo A-1), as tensões residuais são determinadas através da medição da libertação/diminuição da deformação elástica, que tem lugar quando um modelo é cortado em peças ou tem um pedaço removido. Em maior parte dos casos são utilizados mecanismos elétricos ou mecânicos na medição dessas libertações de deformação. Ainda no mesmo grupo, é possível encontrar uma grande variedade de técnicas. Algumas são utilizadas em estudos de tensões em placas, enquanto outras são utilizadas em cilindros, tubos ou sólidos tridimensionais. A libertação de deformação durante a relaxação de tensões pode também ser determinada utilizando sistemas de rede, revestimentos frágeis e revestimentos foto elásticos em vez de mecanismos mecânicos ou elétricos (grupo A-2). Uma grande desvantagem do uso deste tipo de técnicas é a necessidade da destruição parcial ou inteira do provete. No entanto, estas técnicas permitem a obtenção de dados quantitativos confiáveis.

Em metais que possuem uma estrutura cristalina, as deformações elásticas podem ser determinadas através da medição de parâmetros de rede com técnicas de difração de raios X (grupo B). Desde que os parâmetros de rede do metal, no estado não tencionado sejam conhecidos ou possam ser determinados separadamente, é possível a determinação das deformações elásticas sem a necessidade de ocorrência de processos destrutivos do modelo, tais

como furação ou maquinagem. Como é possível ver através da Tabela 14 existem duas técnicas de difração de raios X. Com a primeira técnica, podem ser determinadas as deformações da superfície numa pequena área até uma profundidade de 0.025 mm e 0.0025 mm em diâmetro. Este processo apresenta também algumas desvantagens, sendo uma delas o tempo que este consome em cada ponto de medição. A cada medição, esta técnica requer um tempo de exposição de filme de 15 a 30 minutos em duas direções. Para além disso a técnica não é muito precisa, especialmente em situações onde altas temperaturas distorceram a estrutura atómica do material.

A determinação de tensões através da técnica baseada nas propriedades da sensibilidade das tensões (grupo C) está dividida em dois subgrupos:

- Técnicas ultrassónicas: Neste subgrupo temos a técnica da onda ultrassónica polarizada que faz uso da mudança induzida da tensão no ângulo de polarização da onda ultrassónica polarizada (parecida com a técnica de fotoelasticidade). E a técnica de atenuação ultrassónica, que faz uso da mudança induzida da tensão na taxa de absorção de ondas ultrassónicas;
- Técnicas de dureza: Estas fazem uso das mudanças induzidas da tensão na dureza do material.

No entanto, nenhuma destas técnicas é muito utilizada para além do seu uso em laboratório, e nenhuma apresenta bons resultados na medição de tensões residuais em soldadura.

Outra técnica desenvolvida no estudo das tensões residuais envolve a observação de fendas induzidas num modelo através de hidrogénio ou tensões de corrosão. A técnica da fratura (grupo D) é útil a quando do estudo de tensões residuais em modelos com estruturas complexas, onde a distribuição das tensões residuais é muito complexa. Apesar deste fator esta técnica apenas fornece dados qualitativos e não quantitativos.

A Tabela 14 foi compilada em meados do século 20 e desde daí tem vindo a ocorrer o desenvolvimento de processos diferentes para a medição das tensões residuais. Com esse desenvolvimento apareceram novos processos tal como é o caso do contour method (método do contorno) o qual, e segundo Daniel Braga, [12], é um método experimental desenvolvido recentemente e que se baseia no método de relaxação das tensões residuais. Este método é baseado no princípio da sobreposição de Bueckner e consegue determinar variações de tensões residuais diretamente através da medição de deformações na superfície criadas por um corte. Este princípio pode ser explicado através da Figura 47, onde é possível visualizar 3 imagens (A, B, C). A imagem A mostra a peça inalterada e as suas tensões residuais, as quais se querem determinar. A peça é então cortada em 2, e uma dessas partes representada por B. Cada uma dessas partes deforma-se à medida que as tensões residuais são libertadas pelo corte feito. Neste momento é feita a medição do contorno da superfície e no deslocamento de C é aplicada uma força de forma a retomar a forma deformada para a sua forma normal, ou seja, não deformada.

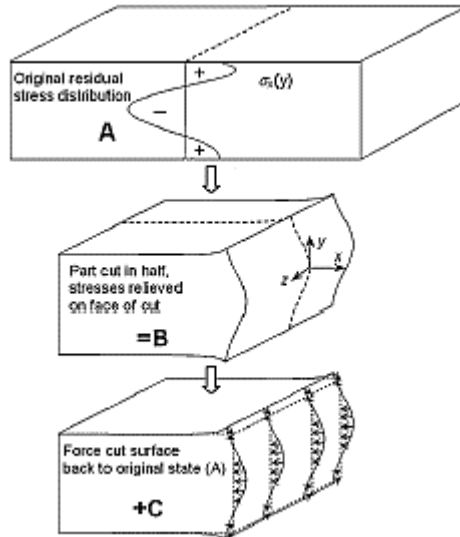


Figura 47. Princípio da sobreposição de Bueckner, [12].

O contour method é capaz de determinar variações bidimensionais em tensões residuais diretamente através da medição de deformações, o que torna este método extremamente simples na teoria. Quando comparado com alguns dos outros métodos capazes de medição bidimensional, este método apresenta-se como sendo um método mais simples e económico, sendo uma boa solução para uso em meio laboratorial. Apesar desta vantagem, este método torna-se um pouco limitado devido à necessidade de se efetuar o corte, assim como à escolha de parâmetros em ordem a obter resultados consistentes. Na Figura 48. Contour method ao longo de uma linha, [12]. podemos ainda ver um exemplo da aplicação do método ao longo de uma linha, sendo que este método se torna também muito interessante devido ao facto de poder ser aplicado a uma superfície inteira, [12].

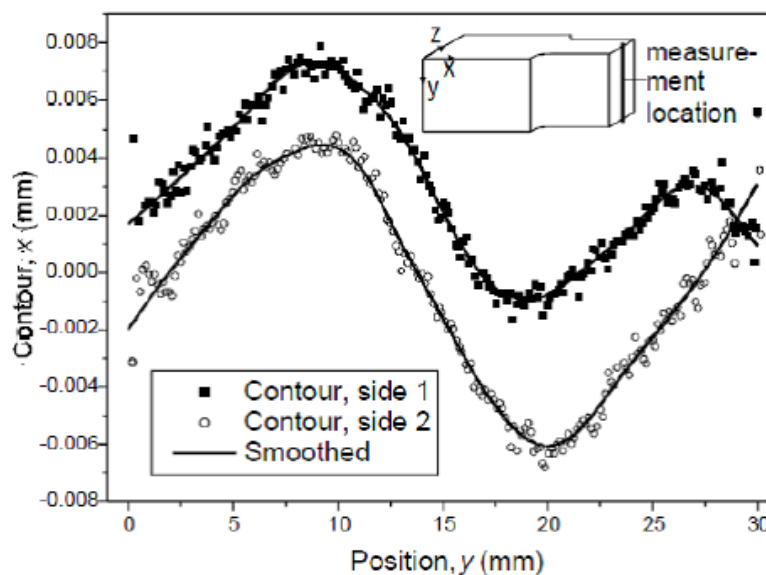


Figura 48. Contour method ao longo de uma linha, [12].

## 2.5 Distorções em soldadura

As tensões residuais e as distorções são dois fenómenos que estão muito relacionados. Essas distorções são dos problemas mais graves que podem ocorrer durante o processo de soldadura de um componente, devido à existência de um enorme número de parâmetros adjacentes ao processo de soldadura. Sendo que uma soldadura é inicialmente projetada de forma a cumprir os requisitos de projeto, é de extrema importância de controlar essas mesmas distorções, as quais são extremamente difíceis de prever ou controlar, [13].

No caso da soldadura estas distorções ocorrem devido às concentrações de calor que ocorrem junto ao cordão de soldadura. Durante esse aquecimento e arrefecimento num ciclo de soldadura, ocorrem deformações térmicas no metal de adição e no metal de base junto da soldadura. Essas deformações produzidas durante o aquecimento são acompanhadas por deformação plástica. As tensões resultantes destas deformações combinam-se e reagem por forma a produzir forças internas que provocam flexão, encurvadura e rotação. Estes deslocamentos ou deformações são chamados de distorções, [11].

É ainda importante referir que as propriedades mecânicas e físicas do material variam com a temperatura, ou seja, quando a temperatura do metal depositado se eleva, o limite elástico, módulo de elasticidade e a condutibilidade térmica do aço diminuem enquanto o coeficiente de expansão térmica aumenta tal como representado na Figura 49. Estas variações vão, por sua vez, afetar o fluxo de calor e a sua distribuição, criando assim as inúmeras dificuldades referidas, [13].

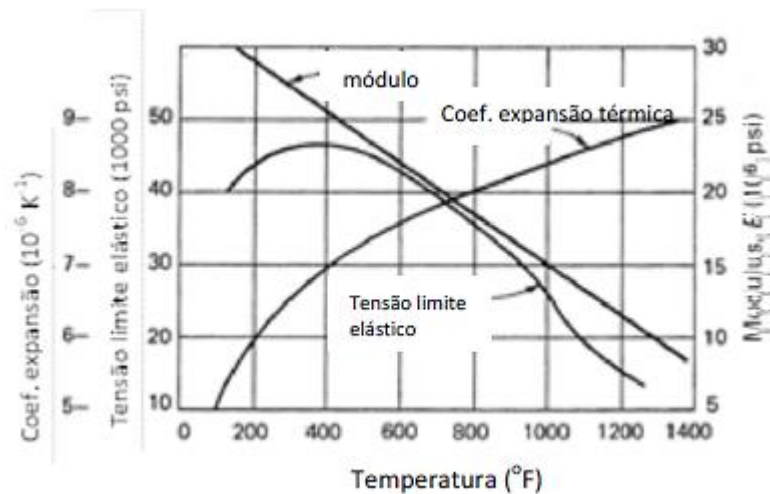


Figura 49. Variação da tensão limite elástica, módulo de elasticidade e coeficiente de expansão térmica com a temperatura, [13].

### 2.5.1 Tipos fundamentais de distorções

Segundo Koichi Masubuchi, [11], existem 3 tipos fundamentais de mudanças dimensionais que ocorrem durante o processo de soldadura e que causam distorções, os quais estão representadas na Figura 50 e são:

- Contração transversal perpendicular à linha de soldadura;
- Contração longitudinal paralelo à linha de soldadura;
- Distorção angular (ou seja uma rotação em torno da linha de soldadura).

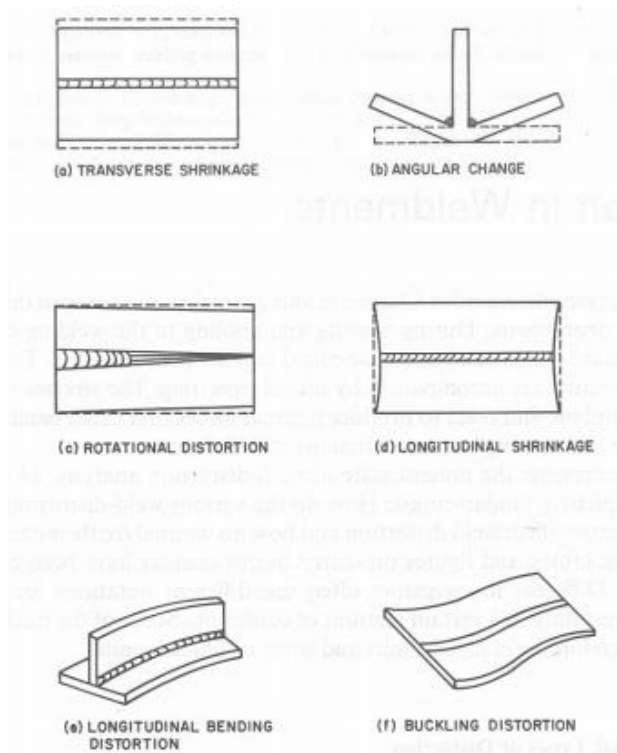


Figura 50. Vários tipos de distorções em soldadura, [11].

Por sua vez estas mudanças dimensionais podem ser classificadas pela sua aparência em 6 tipos diferentes, [11]:

- (a) Contração transversal, perpendicular à linha de soldadura;
- (b) Mudança angular ou distorção transversa que é uma distorção (mudança angular) junto da linha de soldadura, causada pela distribuição térmica não uniforme na direção da espessura;
- (c) Distorção rotacional, a qual é uma distorção angular no plano da placa, devido a uma expansão térmica;\*
- (d) Contração longitudinal, o qual é na direção da soldadura;
- (e) Distorção por flexão longitudinal, a qual é caracterizada como sendo uma distorção num plano através da linha de soldadura e perpendicular à placa;
- (f) Distorção por encurvadura, a qual ocorre quando existe tensões de compressão térmicas que provocam instabilidade quando a placa é fina.

### 2.5.2 Abordagem para a resolução do problema de distorções

Segundo Koichi Masubuchi, [11], existem 3 abordagens possíveis para a resolução do problema de distorções em soldadura (ver Figura 51):

- Desenvolvimento de processos e procedimentos de fabricação de soldadura que minimizem distorções;
- Estabelecimento de padrões racionais para a aceitação de distorções dentro de certos limites;
- Desenvolvimento de técnicas apropriadas para a remoção de distorções depois de ocorridas.

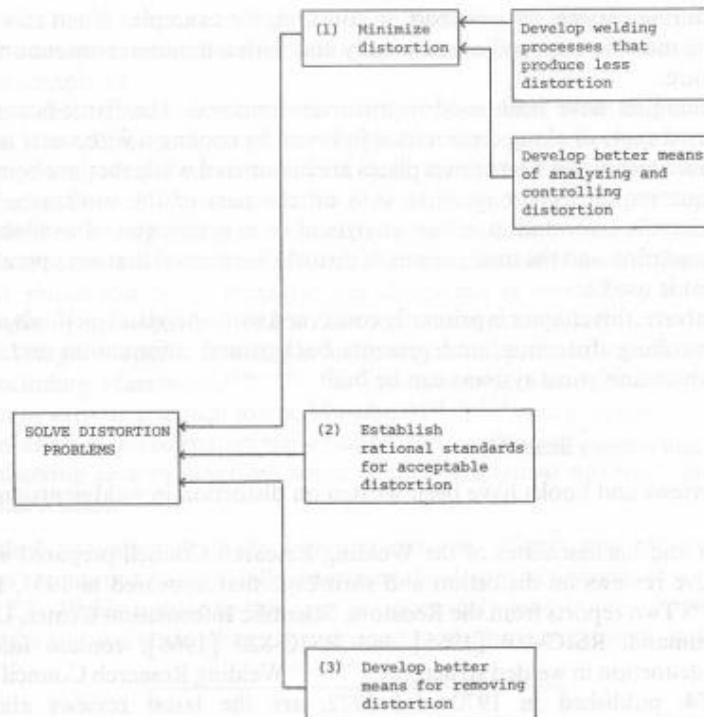


Figura 51. Várias abordagens para a resolução de problemas de distorção, [11].

É importante manter presente que o objetivo principal é tentar manter uma combinação apropriada destas 3 abordagens, visto que isso permite um controlo mais eficiente das distorções numa soldadura. No que diz respeito à minimização das distorções, é necessário reter que é muito mais fácil construir uma qualquer estrutura sem distorções do que tentar minimiza-las após a sua ocorrência. Se a contração e distorção de soldaduras individuais são reduzidas, a distorção resultante após fabrico de uma estrutura complexa soldada, também será reduzida. Caso exista um processo de soldadura disponível que não produza contrações ou distorções, o problema está resolvido. No entanto não existe, atualmente, nenhum processo que elimine totalmente as distorções. Os fatores que contribuem para as distorções de um procedimento de soldadura numa estrutura complexa são vários e entre eles temos a sequência de soldadura, o grau de restrição, as condições de soldadura, os detalhes da junta e ainda as temperaturas entre passagens. Assim é necessário determinar como estes fatores contribuem para a distorção antes de as analisar sistematicamente, [11].

Relativamente aos padrões racionais para a aceitação de distorções, é necessário referir que devido ao facto de algumas distorções serem inevitáveis, é necessário o estabelecimento desses padrões por forma a ter limites racionais de aceitação das distorções existem, que não prejudiquem tecnicamente a estrutura em causa. Estes padrões devem ter em conta, [11]:

- A segurança da estrutura;
- O valor económico da estrutura;
- O custo de fabrico.

Estes padrões devem ser tanto racionais como práticos quando estabelecem se as distorções são ou não aceitáveis. Devem ainda garantir a segurança da estrutura, sem requerer custos desnecessários de reformulação da estrutura por forma a garantir essa mesma segurança, [11].

Por fim temos a abordagem de remoção das distorções depois destas terem ocorrido, a qual refere que apesar da retificação após soldadura dever ser mantida ao mínimo, especialmente em materiais com tratamentos térmicos, as distorções podem passar os limites aceitáveis. Estas distorções ocorrem muitas vezes durante a fabricação, mas podem também ocorrer durante o serviço, devido por exemplo a cargas ou colisões. Quando isto acontece, as distorções devem ser removidas economicamente e com o mínimo de dano possível à estrutura. Existem muitas técnicas que permitem a remoção de distorções, tal como, através do aquecimento por uma chama de certas regiões específicas numa placa, seguido do arrefecimento com água, a qual é muitas vezes utilizado. Algumas vezes essas placas, enquanto são aquecidas, são batidas com um martelo, o que leva à necessidade de grande perícia por parte do trabalhador que executa esta técnica. No entanto e apesar de ser bastante usada, esta técnica apresenta falta de informação científica, tanto analítica como experimental, no que diz respeito à degradação do material e aos mecanismos de remoção de distorções que são usados que é aplicado o tratamento, [11].

## **2.6 Mecânica computacional da soldadura**

Segundo John A. Goldak e Mehdi Akhlaghi, [14], e como já referido anteriormente, a soldadura é um processo extremamente complexo e que apresenta um grande número de dificuldades e problemas a nível do projeto e fabrico. No que diz respeito ao cálculo dos ciclos térmicos e nos ciclos tensão-deformação elastoplástico têm havido um desenvolvimento lento devido à complexidade inerente da geometria dos modelos, às condições de fronteira e à não linearidade das propriedades do material na soldadura. No entanto, devido à grande evolução dos computadores e dos desenvolvimentos nos métodos numéricos e na modelação geométrica, possibilitou que a mecânica computacional da soldadura chegasse a um nível capaz de resolver um grande número de problemas da indústria, tais como, em tubagens, refinarias, edifícios, pontes, estruturas aeroespaciais, etc. Esta análise através do uso da mecânica computacional é cada vez mais importante e procurada porque é uma abordagem mais barata, rápida e precisa do que a execução de experiências em laboratório, sendo que futuramente todas as decisões relevantes se apoiarão nestas análises. Apesar destes fatores que favorecem o uso da mecânica computacional é pouco provável que esta substitua totalmente as experiências em laboratório, e ao invés disso, é mais plausível que a mecânica computacional em soldadura aumente a procura de informação precisa para os resultados destas análises, principalmente a altas temperaturas e ainda para conseguir obter os efeitos da mudança na microestrutura. Como

exemplo temos o que é dito na indústria automóvel, a qual refere que a CAE (Computer Aided Engineering) reduziu o número de protótipos necessário de uma dúzia para um ou dois.

Continuando a citar John A. Goldak e Mehdi Akhlaghi, [14], que em 2005 referiam que num futuro próximo a recolha de informação digital de experiências em soldadura e da produção destas iria ser acoplada aos modelos de computador, os quais iriam usar essa informação de forma a ajustar os parâmetros dos modelos computacionais. Diz ainda que as experiências e os sistemas de produção iriam usar as previsões dos modelos de computador para controlar ambos os processos. De facto e observando os anos passados desde a realização deste texto,[14], tem-se verificado um aumento no estudo e no uso da mecânica computacional, principalmente por parte de empresas que tentam assim obter informação sobre a soldadura de uma forma mais rápida e barata através do uso de software como o Sysweld, software base do estudo desta dissertação. Além disso temos ainda que a mecânica computacional permitirá a análise de informação que não é possível através do uso de métodos experimentais.

De uma forma mais explícita, como representado na Figura 52, a mecânica computacional de soldadura está relacionada com a análise de temperaturas, microestrutura, deslocamentos, deformações, e tensões em estruturas soldada.

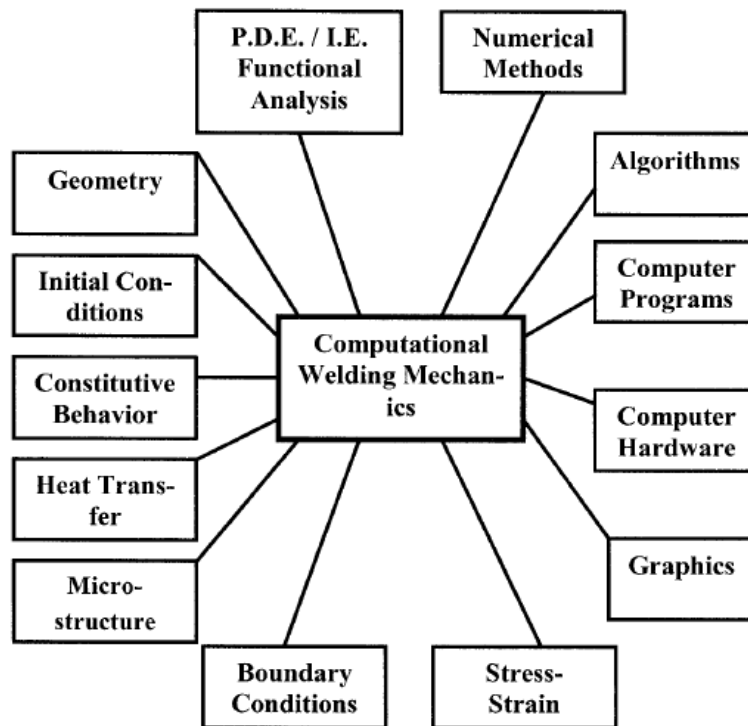


Figura 52. Disciplinas nas quais se baseia a mecânica computacional para o cálculo de temperatura, microestrutura, tensão e deformações em soldadura. (PDE/IE é referente a equações diferenciais parciais/ equações integrais), [14].

A mecânica computacional, de uma forma geral, permite a capacidade de armazenamento de grandes quantidades de informação, a organização e armazenamento de informação de relações entre bases de dados e bases de conhecimento e ainda permite o uso dessa informação para o cálculo e previsão do comportamento de produtos, processos e sistemas na “vida real”. Por um lado, a mecânica computacional pode ser vista como como um conjunto de ferramentas



analíticas que possibilitam a determinação da resposta mecânica de uma peça de trabalho sujeita a um determinado processo de soldadura. Por outro lado, esta pode ser vista como uma ferramenta de projeto, prevendo a qualidade das soldaduras e da deformação a que a peça de trabalho estará sujeita. Na Figura 53 estão representados os principais fatores relacionados com estas duas maneiras de se examinar a mecânica computacional.

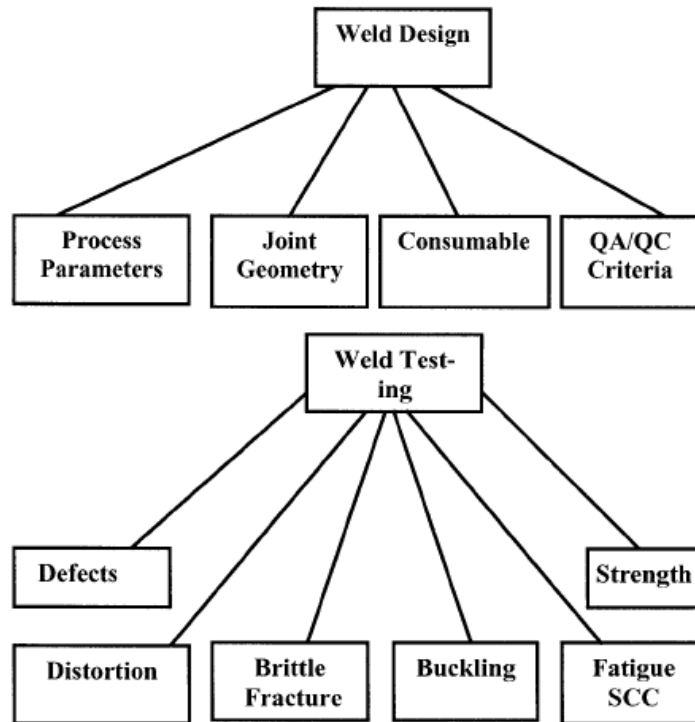


Figura 53. Fatores importantes relacionados com o projeto e teste de soldadura, representado esquematicamente. (QA/QC é referente a garantia de qualidade e controlo de qualidade enquanto que SCC é referente a fratura por tensão de corrosão), [14].

É necessário logo ao início o estabelecimento claro dessas relações entre os métodos computacionais e os experimentais, como representado na Figura 54. Aqui é possível ver que as experiências tendem a dividir-se em duas grandes categorias. Algumas são baseadas em teorias claramente compreendidas onde é feita uma forte tentativa de excluir fatores estranhos. Medição do módulo de Young ou condutividade térmica de uma liga particular, são exemplos destas. Por outro lado temos experiências que lidam com fenómenos complexos, dos quais não existe uma teoria claramente compreendida. Para estes casos é feita uma forte tentativa para incluir para quaisquer parâmetros que pareçam relevantes. Um exemplo desta é o desenvolvimento de um processo de soldadura numa folga estreita.

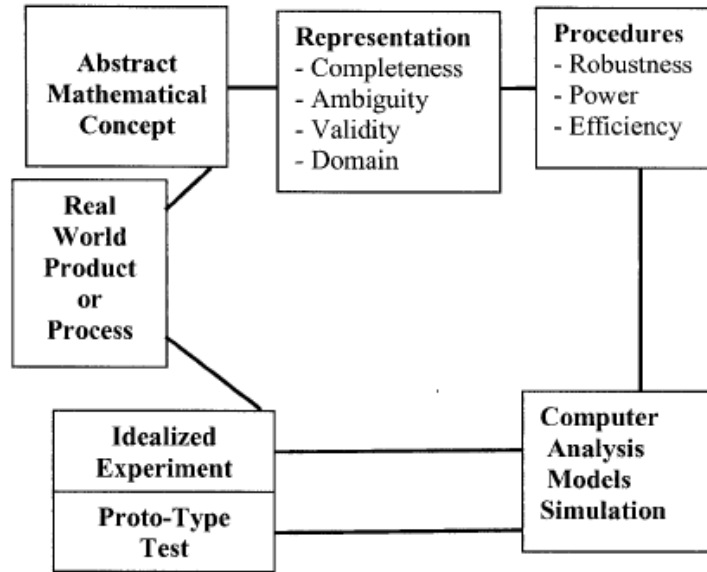


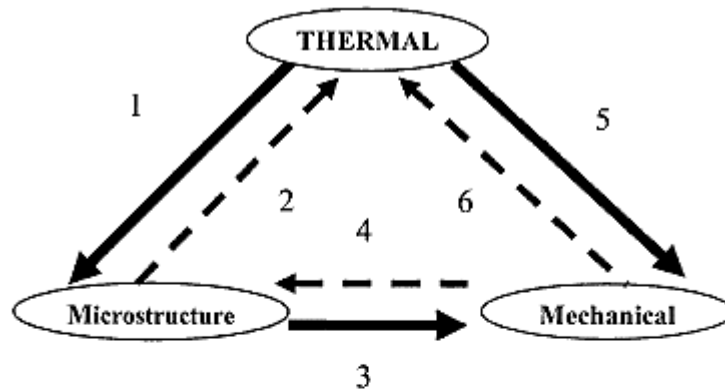
Figura 54. Relações entre o “mundo real”, experiências, abstração matemática e análise computacional, [14].

### 2.6.1 Comportamento mecânico de uma soldadura

Segundo John A. Goldak e Mehdi Akhlaghi, [14], do ponto de vista da indústria, os efeitos mecânicos mais críticos de uma soldadura são a fratura, a distorção e a encurvadura. A influência da soldadura na propagação de fendas em fraturas, fadiga e fraturas por corrosão é também uma preocupação. As dificuldades existentes na obtenção de propriedades relevantes dos materiais, na execução de medições experimentais por forma a validar previsões e ainda a complexidade das descrições matemáticas têm inibido o progresso.

Na prática contudo existem muitos aspetos da soldadura que tornaram a análise rigorosa da soldadura num processo desafiador. A um nível macroscópico uma soldadura pode ser considerada como sendo uma problema termomecânico de computação de temperatura transiente, deslocamentos, tensões e deformações. A um nível microscópico pode ser considerada um problema de física de metais para computação de transformações de fase, incluindo crescimento de grão, dissolução e precipitação, [14].

O comportamento mecânico de soldaduras é sensível à estreita ligação entre a transferência de calor, evolução da microestrutura e análise das tensões térmicas. A Figura 55 descreve a ligação entre os vários campos de modelação de soldaduras, [14].



#### Coupling Explanation

- 1 Transformation Rates (microstructure evolution depends on temperature).
- 2 Latent heats (each phase transformation can have an associated latent heat). They act as a heat sink on heating and as a heat source on cooling.
- 3 Phase Transformations (volume changes due to phase changes, plastic and elastic material behavior depend on the microstructure of material).
- 4 Transformation Rates (microstructure evolution can particularly martensitic and bainitic transformations, depend on mechanical deformation).
- 5 Thermal Expansion (mechanical deformations depend on temperature).
- 6 Plastic Work (mechanical deformation generates heat in the material and changes the thermal boundary conditions). In most welding processes this effect is very small.

Figura 55. Ligação entre os diferentes campos da análise de soldadura, [14].

Embora os efeitos da microestrutura e da evolução tensão-deformação na transferência de calor não sejam muito grandes, os efeitos da temperatura na microestrutura e tensões térmicas são dominantes. Em adição, a ligação entre a microestrutura e a tensões térmicas podem ser fortes e subtis (como é possível ver na Figura 55 as ligações dominantes na soldadura são mostradas com linhas carregadas e as secundárias com linhas a tracejado). Ainda a transformação de fase que pode dominar a análise de tensões. A modelação do fluxo de fluido não está incluída nesta figura, pois o efeito do fluxo do fluido na deformação e campo de tensões pode ser considerado desprezível. Contudo, se a mudanças geométricas perto da poça de fusão foi de interesse primário, a modelação do fluxo de fluido é essencial, [14].

Ao longo dos anos têm sido feitos inúmeros progressos no que diz respeito ao desenvolvimento de métodos numéricos de resolução deste tipo de problemas. Em soldaduras reais podem existir múltiplos passes, os quais contribuem individualmente para os efeitos mecânicos e metalúrgicos na soldadura. As interações entre os processos térmicos, mecânicos metalúrgicos e ainda entre os processos químicos e de fluido na poça de fusão são muito complexas, [14].

## 2.6.2 Modelos para fontes de calor em soldadura

A teoria básica de fluxo de calor foi desenvolvida por Fourier e aplicada a fontes de calor em movimento por Rosenthal e Rykalin no fim dos anos 30 e continua a ser o método analítico mais popular para o cálculo térmico em soldaduras. Como muitos investigadores já mostraram, o ponto ou linha dos modelos de Rosenthal estão sujeitos a erros para temperaturas perto ou na zona de fusão (FZ) e zona termicamente afetada (HAZ). A temperatura infinita da fonte de calor assumida neste modelo e a sensibilidade à temperatura das propriedades térmicas do material aumentam com o erro conforme a fonte de calor é aproximada. Para superar grande parte destas limitações, muitos autores utilizaram o método de elementos finitos (FEM/MEF) para analisar o fluxo de calor em soldaduras. Desde que o modelo de Rosenthal referido assume que o fluxo e a temperatura é infinita na fonte, a distribuição da temperatura tem muitas semelhanças com a distribuição de tensões em torno da ponta de fenda na mecânica da fratura linear elástica. Assim muitas das técnicas FEM desenvolvidas para a mecânica da fratura podem ser adaptadas ao modelo de Rosenthal. Certamente será possível o uso de elementos FEM para analisar a formulação de Rosenthal para geometrias arbitrárias, o que reteria grande parte das limitações da análise de Rosenthal, e assim permitindo a fácil análise de geometrias complexas. Contudo como este modelo não toma em consideração a correta distribuição do calor no arco, não consegue prever com precisão as temperaturas perto do arco e assim este modelo não será abordado em detalhe, [14].

Assim, e segundo John A. Goldak e Mehdi Akhlaghi, [14], é sugerido que se aborde o problema da fonte de calor como sendo distribuída, e é proposta uma distribuição Gaussiana do fluxo depositado na superfície da peça de trabalho. A Figura 56 representa um círculo à superfície referente à fonte de calor e ainda um volume da fonte hemisférico. Ambos apresentam uma distribuição Gaussiana (curva com forma de sino), a meio da espessura da placa. Os parâmetros geométricos da distribuição do fluxo de calor são estimados através de resultados experimentais (zona fundida, tamanho e forma e ainda o ciclo de temperatura perto da zona fundida).

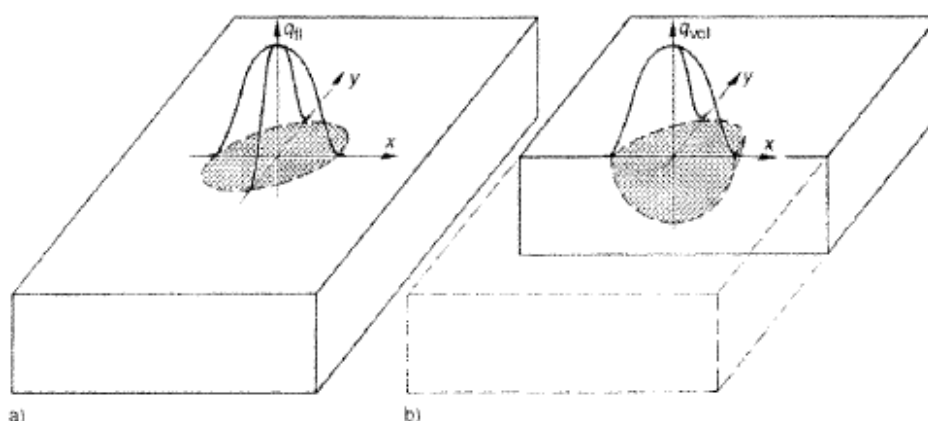


Figura 56. Distribuição da fonte de calor em soldadura, onde temos uma forma circular da superfície da fonte(a), e uma forma hemisférica do volume da fonte (b). (Distribuição Gaussiana relacionada com a densidade da superfície da fonte  $q_n$  e relacionada com a densidade do volume da fonte  $q_{vol}$ ), [14].

Segundo John A. Goldak e Mehdi Akhlaghi, [14], existem trabalhos posteriores notáveis. Um destes é o modelo disco de Pavelic (Pavelic's disc) que é combinado com análise FEM de forma a conseguir resultados significativamente melhores no que diz respeito à distribuição de temperaturas nas zonas de fusão e termicamente afetadas, do que com o modelo de Rosenthal. Enquanto este novo modelo é certamente importante e significativo, existem autores que sugerem que o calor deve ser distribuído pela zona fundida para refletir com mais precisão a ação de escavação do arco. Esta abordagem foi seguida pelos autores Paley e Westby que usaram uma densidade de potência constante na distribuição da zona fundida (FZ), com uma análise de diferenças finitas, mas sem nenhum critério para estimar o comprimento do banho de fusão. Em adição, é difícil acomodar a geometria complexa do banho de uma soldadura real com o método das diferenças finitas. Desta forma o analista necessita de um modelo da fonte de calor que consiga prever com precisão o campo de temperaturas na soldadura. Argumenta-se com base em observações da zona fundida que este é um modelo mais realista e mais flexível do que qualquer outro modelo proposto para fontes de calor em soldadura. Tanto soldaduras com penetração superficial como profundas podem ser acomodadas, assim como também situações de assimetria.

O modelo tridimensional de configuração elipsóide dupla (double ellipsoid) para fontes de calor é o mais popular dentro da sua classe de modelos. É mostrado que o modelo disco de Pavelic e do volume da fonte de Paley, Hibbert e Westby, referido em [14], são casos especiais deste modelo. Com o intuito de apresentar e justificar esse modelo, é então necessária uma breve descrição do modelo do disco Pavelic. Em adição, a matemática do modelo do disco é estendida para esférica, elipsoidal e finalmente configuração dupla elipsóide. Por fim será ainda mostrado a forma mais geral desta classe de modelos como sendo uma função geral da distribuição da fonte de calor, [14].

### **Considerações dos modelos**

Segundo John A. Goldak e Mehdi Akhlaghi, [14], e como já referido a interação entre a fonte de calor (seja esta por arco, feixe de electrões ou laser) e o banho de fusão é um fenómeno físico extremamente complexo que ainda não pode ser modelado muito rigorosamente. É sabido que a distribuição de pressão e corte da fonte do arco, as gotículas dos eléctrodos, o efeito da tensão na superfície, as forças de fluabilidade e a viscosidade do metal fundido combinados, causam distorções no banho de fusão e agitação considerável. Por causa da “escavação” e agitação do arco, é claro que o input de calor é distribuído efetivamente ao longo do volume da peça de trabalho. O modelo do disco é mais realista que o de ponto da fonte pois este distribui o input de calor sobre a área da fonte. De facto, para uma tocha pré aquecida que não causa fusão, este poderia ser um modelo muito preciso. Contudo, na ausência de modelar a posição limite livre do banho de fusão, as condições de tração aplicada, convecção e radiação entre o banho de fusão e o arco, é necessário alguma forma de idealização da fonte de calor para que se consiga atingir uma boa solução aproximada. O modelo de disco não conta com a rápida transferência de calor pela zona de fusão (FZ). Em particular, com o modelo de disco não é possível prever a profundidade de penetração da zona de fusão de processos de soldadura como a do feixe de electrões e laser. Comparações realizadas entre informação recolhida sobre o modelo e valores de medições realizadas por investigadores, salientaram a necessidade de uma “fonte de volume efetiva” tal como a sugerida por Paley e Hibbert. Em adição, foi descoberto a necessidade de geração de uma fonte de volume com flexibilidade suficiente, isto é, o modelo de dupla elipsóide. Com menos formas gerais tais como a hemisférica e a elipsóide simples,

não é possível a resolução de discrepâncias significativas entre as temperaturas computacionais e medidas.

Por fim, o tamanho e forma da “dupla elipsóide”, isto é, o tamanho do semi-eixo, pode ser corrigido através do reconhecimento de que a interface solido-liquido é isotérmica no ponto de fusão. Na realidade o ponto de fusão é uma função da curvatura e velocidade da interface liquido-sólido, mas as mudanças têm sido ignoradas em maior parte dos modelos publicados até à data. Ao mesmo tempo as medições da temperatura do banho de fusão, mostraram a ocorrência de um pico de temperatura no banho de fusão com valores de 300 a 500 °C acima do ponto de fusão. A precisão com que o modelo de fonte de calor prevê o tamanho e forma da zona de fusão e o pico de temperaturas é provavelmente o teste mais rigoroso a nível de performance do modelo, [14].

### Distribuição do fluxo de superfície Gaussiana

No modelo de “disco circular” já referido e proposto por Pavelic, o fluxo térmico tem uma distribuição Gaussiana ou normal no plano como representado na Figura 57.

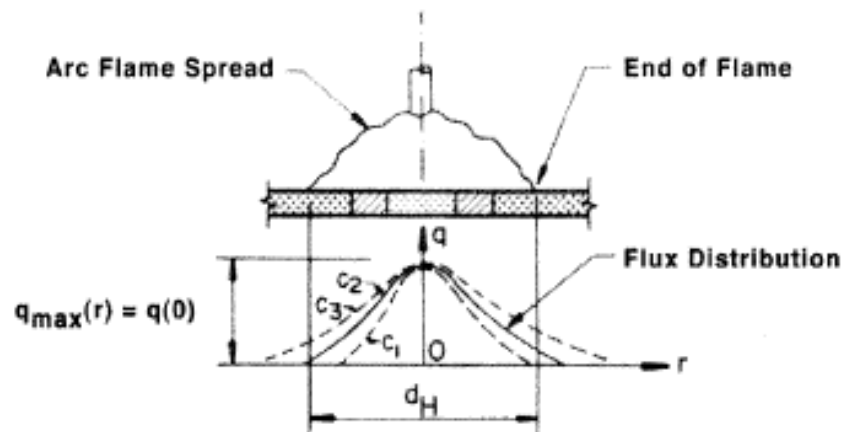


Figura 57. Fonte de calor do modelo “disco circular”, [14].

A lei pela qual se rege a distribuição de fluxo representada é a seguinte, [14]:

$$q(r) = q(0)e^{-Cr^2} \quad (13)$$

onde  $q(r)$  representa o fluxo da superfície num círculo, de raio  $r$ , em  $W/m^2$ , o  $q(0)$  representa o fluxo máximo no centro da fonte de calor em  $W/m^2$ , o  $C$  o coeficiente da distribuição da largura em  $m^{-2}$ , e por fim o  $r$  que é a distancia radial do centro da fonte de calor em  $m$ .

A constante  $C$  pode ser explicada com um significado físico simples. Se um fluxo uniforme de magnitude  $q(0)$  é distribuído num disco circular com um diâmetro  $d = 2/\sqrt{C}$ , a taxa de input de energia seria  $\eta IV$ , isto é, o círculo receberia toda a energia diretamente do arco. Assim o coeficiente  $C$ , está relacionado com a largura da fonte, e portanto uma fonte mais concentrada terá um diâmetro maior e um valor de  $C$  maior. Para traduzir este conceito na prática, o processo do modelo para uma distribuição normal de uma superfície circular do fluxo de calor para soldadura laser e arco submerso é ilustrada na Figura 58, [14].

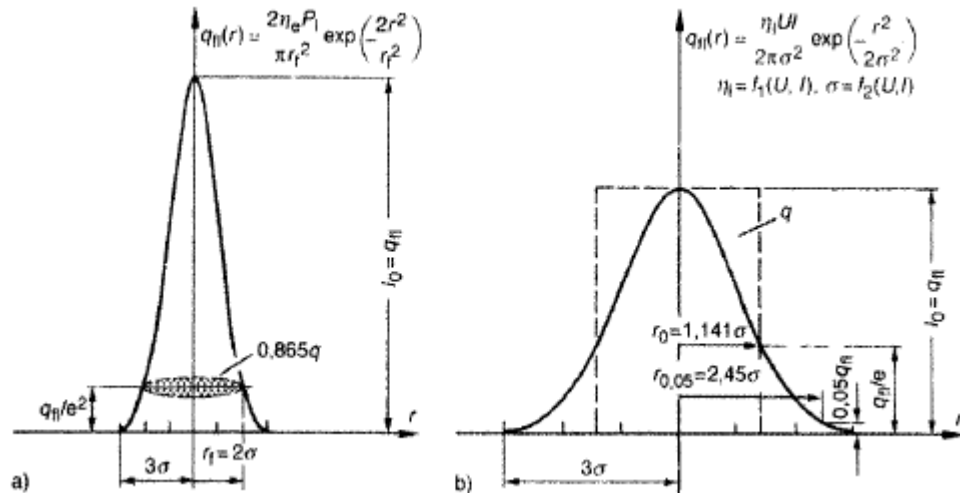


Figura 58. Distribuição normal de uma superfície circular da fonte de calor e parâmetros relacionados para uma soldadura laser (a) e para uma soldadura por arco submerso (b). O coeficiente de eficiência do laser  $\eta_e$ , a potência do laser  $P_1$ , o diâmetro de foco  $2r_f$ , a eficiência do arco  $\eta_l$ , a voltagem do arco  $V$ , a intensidade  $I$ , e o fluxo máximo no centro da fonte de calor  $q(0)$  igual à intensidade  $I_0$ , [14].

A curva da soldadura por arco submerso é larga e baixa, enquanto a curva da soldadura laser é estreita e alta. O feixe de laser tem uma alta intensidade e um diâmetro baixo. O poder do laser  $P_1$ , na superfície da peça de trabalho, considerando que o coeficiente de eficiência é usado como fluxo da fonte (potência)  $q$  e/ou densidade de potência de calor  $q_{fl}$ . A distribuição normal circular é descrita pelo foco do raio  $r_f$  o qual contém 86% da potência de calor. A soldadura por arco tem menor intensidade e um diâmetro mais largo. A potência do arco  $VI$  na superfície da peça de trabalho, considerando que o coeficiente de eficiência do arco é usado como fluxo de calor  $q$  e/ou densidade de potência de calor  $q_{fl}$ , [14].

Para a distribuição normal circular são usadas duas descrições diferentes. O raio da fonte  $r_{0.05}$ , na densidade de potência de calor é reduzida para 5%. O problema particular que existe com a definição da fonte de calor na soldadura por arco é que a eficiência do arco  $\eta_l$  como a distância radial do centro  $\sigma$ , são funções da voltagem  $V$  e da corrente  $I$  do arco. O raio efetivo  $r_0$  e/ou  $r_{0.05}$  da superfície circular da fonte de calor são derivados da largura máxima da superfície da zona fundida. A densidade do fluxo de calor da superfície  $q_{fl}(x,y)$  para um raio  $r_0$  e/ou  $r_{0.05}$  conhecidos é definida através da informação da potência da fonte de calor da soldadura, considerando a transferência de calor efetiva. A Figura 59 traduz estas considerações para uma soldadura laser e para uma soldadura por arco. Se é adicionado material de adição, deve ser considerado o calor relacionado com este, [14].

Experiências têm mostrado que uma quantidade significativa de calor é transferida por radiação e convecção do arco, diretamente para o metal sólido sem passar pelo banho de metal. Baseado nesta observação, Pavelic desenvolveu uma correlação que mostra a quantidade e a distribuição deste calor sobre o material sólido. No seu estudo, foram feitas provisões para as perdas convectivas e radiativas da placa aquecida para o meio ambiente, assim como variáveis das propriedades do material. Friedman, Krutz e Segerland sugeriram uma forma alternativa para o modelo de disco de Pavelic. Essa forma é expressa num sistema de coordenadas que se movem com a fonte de calor e está representada na Figura 59. Na equação seguinte está representada essa mesma forma, [14]:

$$q(x, \xi) = \frac{3Q}{\pi c^2} e^{-3x^2/c^2} e^{-3\xi^2/c^2} \quad (14)$$

onde Q é a taxa de input de energia em W e c é o raio característico da distribuição do fluxo de calor em m. É conveniente a introdução de um sistema de coordenadas (x,y,z) fixo na peça de trabalho. Em adição, é necessário um factor  $\tau$  de atraso, que define a posição da fonte no tempo  $t=0$ .

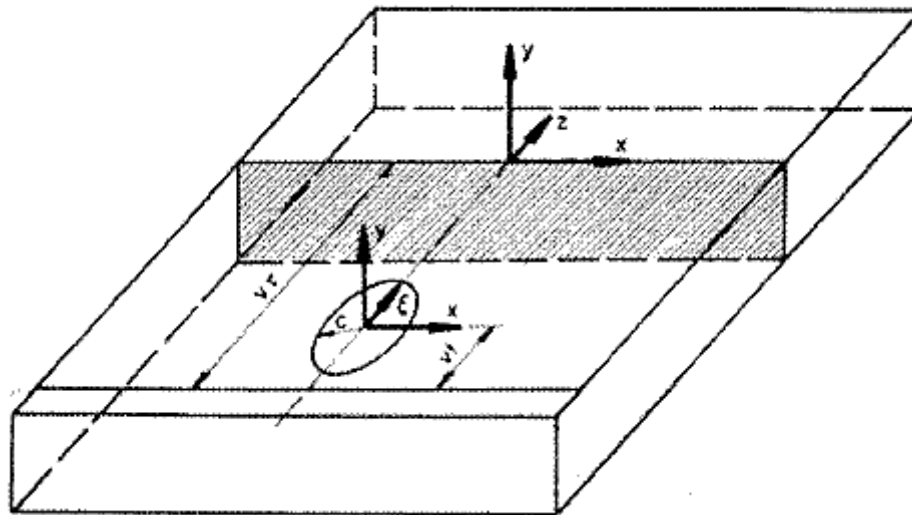


Figura 59. Sistema de coordenadas usado para a análise FEM do modelo de disco de acordo com Krutz e Segerlind, [14].

A transformação relacionada com o sistema de coordenadas fixo (x, y, z) e com o sistema de coordenadas móveis (x, y, xi) é, [14]:

$$\xi = z + v(\tau + t) \quad (15)$$

onde v é a velocidade da soldadura em m/s.

Aplicando o sistema de coordenadas (x, y, z) à equação 14, está toma a seguinte forma, [14]:

$$q(x, z, t) = \frac{3Q}{\pi c^2} e^{-3x^2/c^2} e^{-3[z+v(\tau+t)]^2/c^2} \quad (16)$$

para  $x^2 + \xi^2 < c^2$ . Para  $x^2 + \xi^2 > c^2$ ,  $q(x, z, t) = 0$ .

De forma a evitar o custo de uma análise FEM completa tridimensional, alguns autores assumem como desprezável o fluxo de calor na direção longitudinal, isto é,  $\frac{\partial T}{\partial z} = 0$ . Desta forma o fluxo de calor é restrito ao plano x-y, e usualmente posicionado em  $z=0$ . Isto tem sido mostrado como causa de alguns erros, exceto para soldaduras de baixa velocidades e elevados inputs de calor. O disco move-se ao longo da superfície da peça de trabalho na direção z e deposita calor no plano de referência conforme o atravessa. Então o calor difunde-se pelas direções x-y até que a soldadura arrefeça, [14].



### Distribuição da densidade de potência hemisférica

Para situações de soldadura, onde a profundidade efetiva da penetração é pequena, o modelo da fonte de calor de superfície de Pavelic, Friedman e Krutz tem sido muito bem-sucedido. Contudo, para fontes de alta densidade de potência como o laser e o feixe de eletrões, este ignora a ação de escavação do arco que transporta calor muito abaixo da superfície do banho de fusão. Em tais casos uma distribuição da densidade de potência Gaussiana hemisférica ( $W/m^3$ ) apresenta ser uma solução mais realística do problema. A distribuição da densidade de potência para uma fonte de volume hemisférico pode ser escrita como, [14]:

$$q(x, y, \xi) = \frac{6\sqrt{3}Q}{c^3\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/c^2} e^{-3y^2/c^2} e^{-3\xi^2/c^2} \quad (17)$$

onde  $q(x, y, \xi)$  é a densidade de potência em  $W/m^2$ .

A equação 17 é um caso especial da formulação elipsoidal mais geral desenvolvida no capítulo seguinte. Apesar de se espera que o modelo da fonte de calor hemisférica produza um arco de soldadura melhor que a fonte do modelo de disco, também este apresenta limitações. O banho de fusão em muitas soldaduras é muitas vezes diferente da forma esférica. Também a fonte hemisférica não é apropriada para soldaduras que não apresentem um simetria esférica tais como um elétrodo “despido”, feixe de eletrões de alta penetração ou ainda soldadura laser. Em ordem a relaxar estas restrições, e fazer uma formulação mais precisa, foi proposto um modelo do volume da fonte elipsoidal, [14].

### Distribuição da densidade de potência elipsoidal

A distribuição Gaussiana da densidade de potência num elipsoide de centro em  $(0,0,0)$  e semieixos  $a, b, c$  paralelos às coordenadas dos eixos  $x, y, \xi$ , pode ser escrita como, [14]:

$$q(x, y, \xi) = q(0)e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} \quad (18)$$

onde  $q(0)$  é o valor máximo da densidade de potência no centro da elipsoide.

A conservação de energia requiere que, [14]:

$$2Q = 2\eta VI = 8 \iiint_0^{\xi} \int_0^y \int_0^x q(0) e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} dx dy d\xi \quad (19)$$

onde  $\eta$  é a eficiência da fonte de calor,  $V$  é a voltagem e  $I$  a corrente.

Uma avaliação da equação 19 produz as seguintes equações, [14]:

$$2Q = \frac{q(0)\pi\sqrt{\pi}}{\sqrt{ABC}} \quad (20)$$

$$q(0) = \frac{2Q\sqrt{ABC}}{\pi\sqrt{\pi}} \quad (21)$$

De forma a determinar as constantes,  $A, B, C$ , os semieixos da elipsoide  $a, b, c$  nas direções  $x, y, \xi$ , são definidas de forma a que a densidade da potência baixe para  $0.05 q(0)$  na superfície da elipsoide. Na direção  $x$  temos, [14]:

$$q(a, 0, 0) = q(0)e^{-Aa^2} = 0.05q(0) \quad (22)$$

Daqui retiramos que, [14]:

$$A = \frac{\ln 20}{a^2} \approx \frac{3}{a^2} \quad (23)$$

$$B \approx \frac{3}{b^2} \quad (24)$$

$$C \approx \frac{3}{c^2} \quad (25)$$

Substituindo A, B, C das equações 23, 24, 25 e ainda q(0) da equação 21, na equação 18 obtemos, [14]:

$$q(x, y, \xi) = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3\xi^2/c^2} \quad (26)$$

A transformação de coordenadas, equação 15, Figura 59, pode ser substituída na equação 26 de forma a fornecer uma expressão para a elipse nas coordenadas fixas do sistema. Assim obtemos a seguinte equação, [14]:

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3[z+v(\tau-t)]^2/c^2} \quad (27)$$

Se o fluxo de calor na direção z é desprezável, a análise pode ser realizada no plano z-y localizado a z=0, o qual é idêntico à fonte do modelo disco. A densidade de potência é calculada para cada incremento de tempo, onde a fonte elíptica intersecta esse plano, [14].

### **Distribuição da densidade de potência de dupla elipsóide**

A experiência de cálculo com o modelo de fonte de calor elipsoidal revelou que o gradiente de temperatura na frente da fonte de calor não era tão íngreme como o esperado e que o gradiente mais suave no bordo de fuga do banho de fusão, é afinal mais acentuado do que o medido experimentalmente. Para conseguir superar esta limitação, foram combinadas duas fontes elipsoidais como representado na Figura 60, [14].

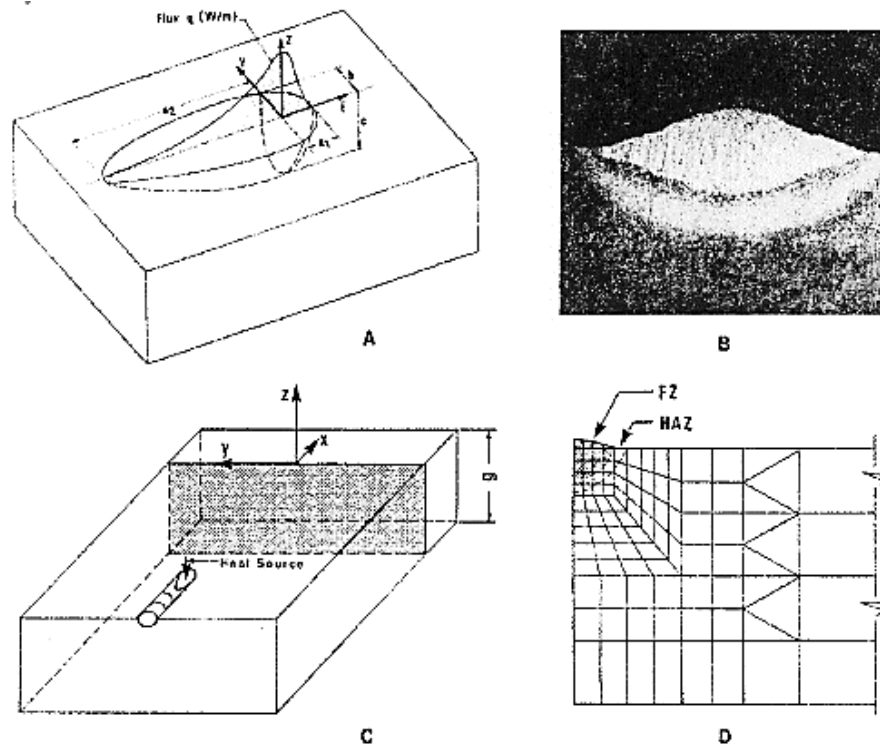


Figura 60. Fonte de calor de dupla elipsoide, juntamente com a função de distribuição de potência ao longo do eixo  $\xi$  (A), Corte transversal de um cordão de soldadura por SMAW numa placa espessa de aço ao carbono ( $V=30$  V,  $I=265$  A,  $v=3.8$  mm/s,  $g=38$  mm,  $T_0=20.5$  °C), plano de referência e malha usada para a análise (D), [14].

Neste modelo, as frações  $f_f$  e  $f_r$  do calor depositado no quadrante frontal e no quadrante traseiro são necessárias, onde  $f_f+f_r=2$ . A distribuição da densidade de potência dentro do quadrante frontal torna-se assim em, [14]:

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3[z+v(\tau-t)]^2/c^2} \quad (28)$$

Da mesma forma, para o quadrante traseiro da fonte, a distribuição da densidade de potência dentro da elipsoide torna-se em, [14]:

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3[z+v(\tau-t)]^2/c^2} \quad (29)$$

Nas equações 28 e 29, os parâmetros  $a$ ,  $b$ ,  $c$  podem ter diferentes valores no quadrante frontal e traseiro já que estes são independentes. De facto, na soldadura de materiais dissimilares, pode ser necessário o uso de 4 octantes, cada um com valores independentes de  $a$ ,  $b$ ,  $c$ . Em casos em que a zona de fusão difere da forma elipsoidal, outros modelos devem ser usados para a distribuição do fluxo e da densidade de potência. Por exemplo, na forma da soldadura transversal representada na Figura 61, podem ser sobrepostos 4 quadrantes elipsoidais de forma a conseguir mais precisão na modelação deste tipo de soldaduras, [14].

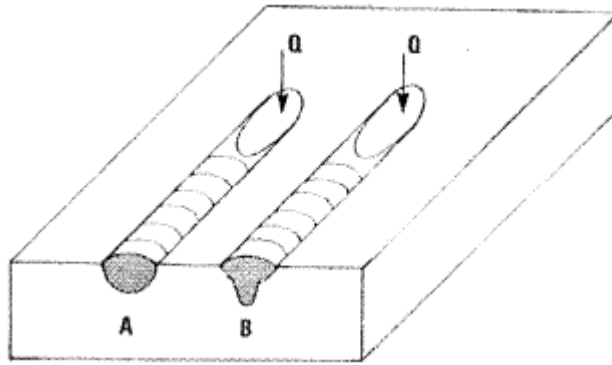


Figura 61. Forma da soldadura transversal da zona de fusão onde uma dupla elipsoide é usada para aproximação da fonte de calor (A), elipsoides duplas compostas que devem ser sobrepostas para modelar mais precisamente estas soldas (B), [14].

Para penetrações de maior profundidade em soldadura de feixe de elétrons e soldadura laser, uma distribuição cônica de densidade de potência, a qual tem uma distribuição Gaussiana radial e uma distribuição linear axialmente é necessária de forma a conseguir melhores resultados. Esta distribuição está representada na Figura 62, [14].

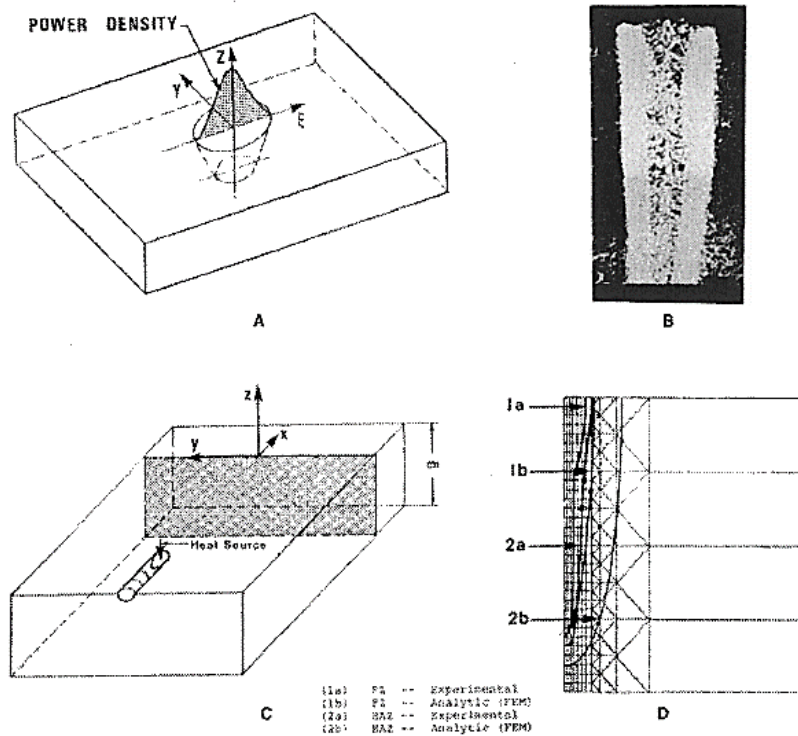


Figura 62. Fonte de calor para soldadura cônica usada na análise de penetrações de maior profundidade em soldadura por feixe de elétrons e laser. Fonte cônica (A), soldadura típica de soldadura por feixe de elétrons (B), corte transversal do modelo cinemático com um plano de referência (C), zona de fusão computacionada e medida e ainda zona termicamente afetada e suas fronteiras ( $V=70$  kV,  $I=40$  mA,  $v=4.23$  mm/s,  $g=12.7$  mm e  $T_0=21$  °C), [14].

O analista deve especificar estas funções ou pelo menos os parâmetros, tais como a corrente de soldadura, a voltagem, a velocidade, a eficiência do arco e o tamanho e posição do disco, elipsoide e/ou cone. Em alguns casos o tamanho e forma do banho de fusão podem ser estimados através da informação da secção transversal de uma análise metalográfica e ainda através das marcas de ripple na superfície do banho de fusão. Se esta informação estiver disponível, o método para a estimação das dimensões do banho de fusão sugerido por Christensen para a soldadura a arco e por Bibby para a soldadura de feixe de elétrons e laser podem ser usadas. O tamanho e forma da fonte de calor do modelo são fixados pelos parâmetros da elipsoide definida na Figura 61. Se os semieixos da elipsoide forem muito longos, então o pico de temperatura é muito baixo e a zona de fusão muito pequena. A experiência do autor é que são obtidos resultados precisos quando as dimensões do banho de fusão computado são ligeiramente maiores que as dimensões da elipsoide. Chakravarti estudou a sensibilidade dos campos de temperatura para os parâmetros da elipsoide. Por um lado estas funções de distribuição podem ser referenciadas como factores de imprecisão. Por outro lado, elas permitem a criação de campos de temperatura precisos para serem computados. Escolhendo corretamente e variando qualquer parâmetro, muda o campo de temperatura computado. Pode ser argumentado que estas são necessárias para a modelação de muitos efeitos complexos que são quantitativamente conhecidos, tais como o angulo do eléctrodo, o comprimento do arco, o design da junta e ainda a composição do gás de protecção, [14].

### 3 Análise da Sensibilidade da Malha de Elementos Finitos

Neste capítulo é feita uma análise da sensibilidade da malha de elementos finitos de forma a permitir ter uma melhor noção dos vários aspetos a ter em conta na criação de uma malha e poder assim obter modelos que permitam a maior eficiência possível na análise de processos de soldadura. A ESI Group fornece uma pequena apresentação, [15], sobre os aspetos a ter em conta por forma a definir malhas que forneçam os melhores resultados possíveis. Com esta análise pretende-se provar e testar esses mesmos aspetos.

Segundo essa apresentação, [15], num processo de análise de uma soldadura através do uso do Sysweld ou de um outro método de análise por FEM, a malha nunca deve ser motivo de calibração do modelo (a calibração do modelo deve ser apenas por razões de propriedades do material ou dados do processo). Desta forma a ESI dá alguns critérios a ter em consideração para a criação de malhas melhores:

- Tetraedros lineares devem ser evitados sempre que possível em análises não lineares pois apenas apresentam 1 ponto de integração;
- Hexaedros lineares de 6 nós devem ser evitados pois só apresentam 2 pontos de integração. Hexaedros lineares com 8 nós já têm 8 pontos de integração;
- Elementos lineares têm bom desempenho em análises térmicas e são assim recomendados, assumindo que a densidade da malha é alta o suficiente;
- As oscilações térmicas ocorrem menos para malhas mais refinadas;
- As oscilações térmicas podem ser evitadas com refinamentos locais;
- Os elementos lineares não refletem bem os modos de encurvadura em análises mecânicas, e assim os elementos quadráticos com integração reduzida são recomendados;
- O número de nós não deve ser excessivo, tanto para a análise térmica como mecânica.

As seguintes figuras mostram o formato de vários elementos assim como os nós e os pontos de integração nesses elementos.

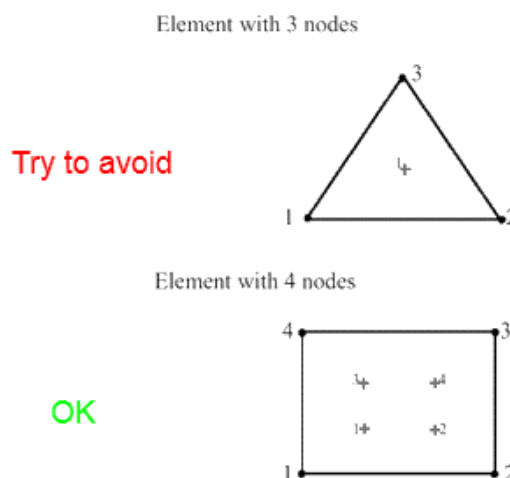


Figura 63. Elemento triangular linear com 3 nós e 1 ponto de integração e elemento quadrangular linear com 4 nós e 4 pontos de integração, respetivamente, [15].

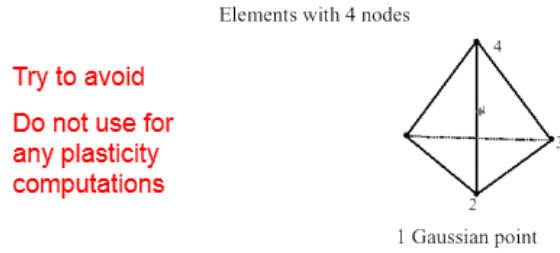


Figura 64. Elementos tetraedro linear com 4 elementos e 1 ponto de integração, [15]

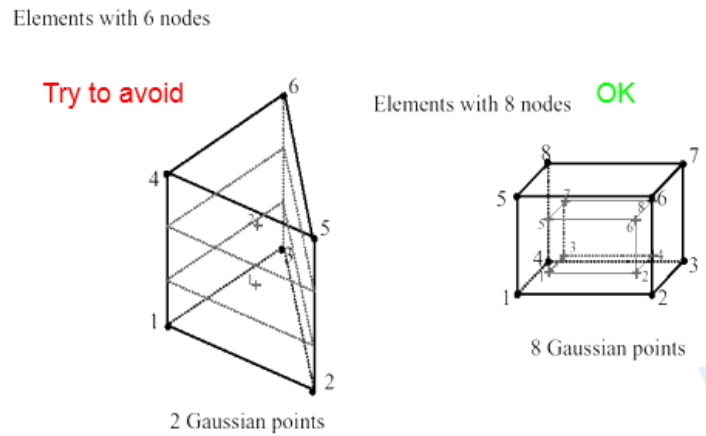


Figura 65. Elemento hexaedro linear com 6 nós e 2 pontos de integração e elemento hexaedro linear com 8 nós e 8 pontos de integração, respetivamente, [15].

A Figura 63, Figura 64 e Figura 65 representam elementos lineares que por sua vez formam malhas do tipo linear. É possível a execução e/ou transformação para elementos quadráticos. Na Figura 66 e Figura 67 podemos ver as características da transformação dos elementos lineares em quadráticos e vice-versa.

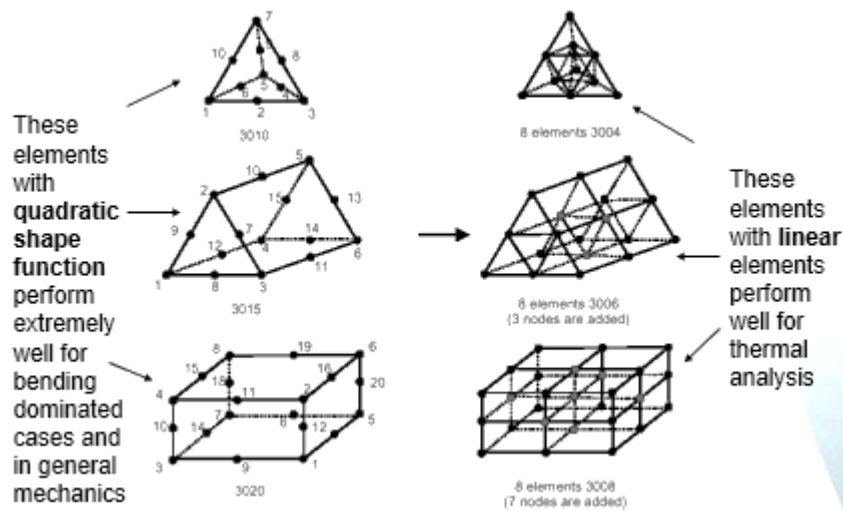


Figura 66. Transformação de elementos 3D entre linear e quadrática, [15].

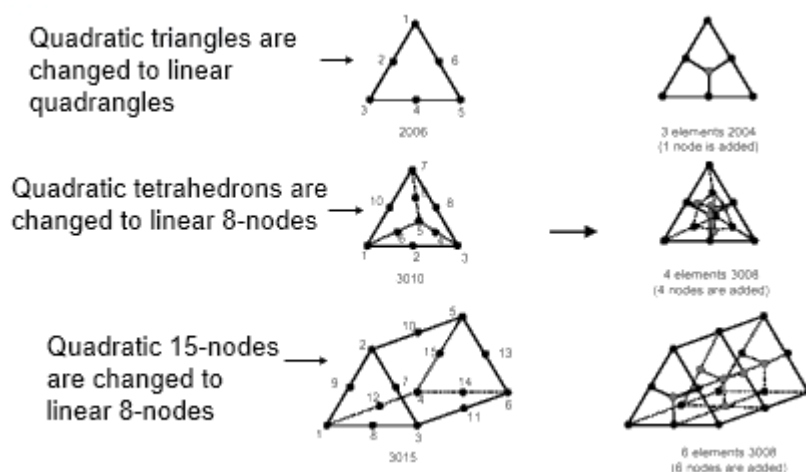


Figura 67. Transformação 2D e 3D de elementos lineares e quadráticos, [15].

Após estas considerações é então possível dizer que todos estes parâmetros e critérios afetam a malha e por sua vez os resultados da análise do problema. Como referido o tipo de malha preferível é aquele que supostamente produz melhores resultados, o qual é o tipo de malha quadrática. Apesar deste tipo ser o preferível, é importante também ter em consideração que este tipo de malha requer uma maior capacidade de cálculo por parte do computador e por sua vez leva mais tempo a efetuar uma análise. É ainda necessário referenciar que o processo de execução de uma malha de qualidade é complexo e exige conhecimento e experiência na área. A juntar a esse fator temos a referenciar que a execução de uma malha dedicada, de boa qualidade e que apresente partes complexas, é demorada e que por vezes pode levar semanas a executar.

### 3.1 Propriedades e execução da malha

Assim, foi então escolhido fazer essa análise através do estudo de um modelo T-joint. Foi usado este modelo como base para esta análise devido à grande importância que este tipo de junta apresenta e devido a ser muito utilizada fazendo com que exista muita informação útil relativamente ao modelo. Assim e recorrendo à bibliografia fornecida pela ESI Group, [16], foi construído o modelo com as características referidas nesta. As dimensões do modelo encontram-se especificadas no anexo A do presente relatório.

Para a construção da malha foi necessário ter em consideração vários fatores e proceder a uma avaliação do modelo de forma a saber como a modelar. Após esse estudo chegou-se à conclusão que a forma que evidencia ser a melhor, que trará melhores resultados e facilidade na sua leitura é a representada na Figura 68. Esta consiste na execução da malha das várias áreas representadas do modelo em 2D (1 a 11) com um posterior “Sweep” (extrusão) da malha a todo o comprimento do modelo. Desta forma a malha produzida mantém-se uniforme e constante em toda a peça favorecendo a obtenção de análises semelhantes para vários tipos de malha e facilitando a leitura de resultados de diferentes análises para uma mesma localização na peça. Para além das cotas referidas nesse anexo temos ainda no anexo B uma tabela com as coordenadas de cada um dos nós descritos e apresentados na Figura 68.



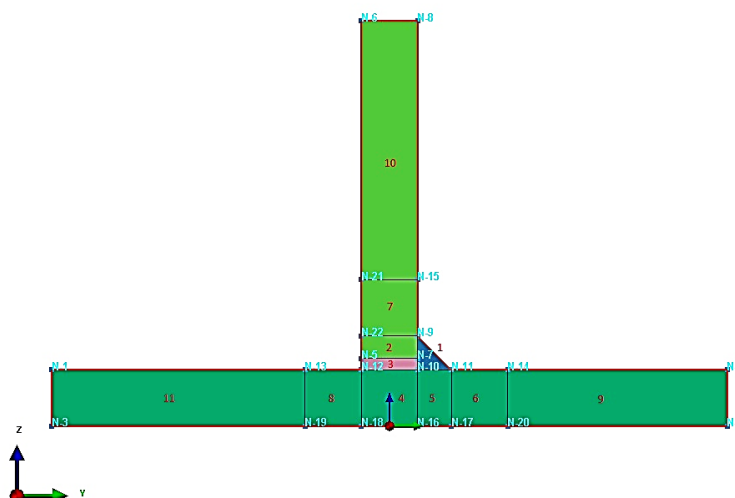


Figura 68. Representação 2D do T-joint, e respectivas áreas de execução da malha.

A peça foi dividida da forma representada na Figura 68, pois é a apresentada na bibliografia da ESI Group, [17], e ainda porque após a análise feita inicialmente se chegou à conclusão que desta forma seria possível fazer, para os vários modelos, uma malha sempre mais refinada na zona perto da soldadura. Assim, mesmo para os modelos de malha muito refinada é possível diminuir o refinamento nas zonas mais afastadas da soldadura (zonas 9 a 11), o que possibilita reduzir um pouco a capacidade de processamento necessária sem comprometer os resultados finais. Este aspeto é muito importante pois em modelos de grande refinamento de malha o processo de cálculo é muito demorado sendo que desta forma se reduz o tempo gasto com o processamento.

Por fim é de notar ainda na Figura 68 que todos os nós foram numerados manualmente, permitindo assim ao utilizador do programa Sysweld a recriação de todos os modelos feitos através do uso de uma tabela de consulta de malha feita com esta mesma intenção, e o qual será apresentada no anexo C, e a qual será designada por catálogo no decorrer desta dissertação. Este catálogo apresenta de forma detalhada todas as simulações realizadas, discriminando as propriedades da malha de cada uma, assim como o número de elementos utilizados em cada uma das 11 divisões existentes. Esse catálogo mostra ainda o número de divisões utilizadas entre nós (numerados para esse mesmo efeito), por forma a facilitar a construção da malha. Por fim temos ainda uma coluna representativa da qualidade da malha realizada e ainda os tempos de processamento de cada uma das simulações, para comparação entre estas.

Após as considerações iniciais mencionadas acima prosseguiu-se com a escolha dos tipos de malha a usar na análise, as quais são a malha de elemento hexaédrico, a malha de elemento tetraédrico e a malha de elemento hexa-tetra (a qual se traduz por uma união das duas anteriores, usando ambas de forma a construir uma malha mais suave).

Com a escolha dos tipos de malha feita procedeu-se à análise do número de simulações necessárias a realizar. Como se pretende fazer uma comparação entre malhas muito e pouco densas, tanto na representação 2D da Figura 68 como no comprimento do modelo, foi pensado realizar 9 simulações para cada tipo de malha. Assim estas 9 simulações consistem em comparar

a malha na representação 2D para “Set Element Size” (fator que dá uma medida do tamanho do elemento na construção de malha e que tenta produzir todos os elementos da malha de forma a apresentarem tamanho semelhante) de 1.5, 1, 0.5, e comparar para cada um desses “Set Element Size” com o número de divisões no comprimento do modelo, sendo que este número de divisões foi escolhido como sendo 50, 100 e 200. É necessário referir que cada “Set Element Size” traduz-se na realização de malhas mais ou menos densas e que logicamente para cada uma destas iriam ser necessários números de divisões no comprimento do modelo diferentes. Ora se fosse feito dessa forma, não iria ser possível uma correta comparação dos resultados entre os vários tipos de simulações. Por fim, relativamente a este aspeto menciona-se que o primeiro “Set Element Size” a ser utilizado foi o de 1.5 pois era o que permitia ter a malha menos densa possível sem comprometer a necessidade de existir no mínimo 4 elementos em profundidade do cordão de soldadura, aspeto este referido pela Sysweld e relatado por Tiago Lima, [18].

É ainda de referir que todas estas malhas foram feitas com os parâmetros “Order” como “Linear” e “Method” como “Auto” do software, o que significa que o software criou a malha, isto é, foi feita de forma automática (em modo “Automesh”) e de forma linear sendo que ao operador restou apenas fazer pequenos ajustes na malha. Estes ajustes permitiram tornar os vários tipos de malha o mais semelhante possível de forma a terem números de elementos semelhantes e assim obter comparações mais corretas. Estes ajustes permitiram ainda, e como já referido acima, tornar a malha das zonas afastadas da soldadura menos densa sem comprometer os resultados e de forma a facilitar o processamento. Após a definição destes parâmetros iniciais foi possível a execução da malha para cada uma destas simulações, sendo no total 27.

Antes de se iniciar a análise destas malhas é necessário fazer uma pequena anotação referente ao parâmetro “Order” (como sendo linear ou quadrático) da malha. Estas 27 simulações apresentam todas malha com “Order”-“Linear”, o que é um pouco contraditório ao referido inicialmente como sendo o mais aconselhável. Este fator deve-se especialmente ao facto de que com estas 27 simulações se pretender fazer um estudo comparativo entre os vários tipos de malha e a sua densidade em termos de elementos. Ou seja, como a malha de “Order” quadrática produz malhas que exigem capacidade superior de cálculo e mais tempo de análise, isso restringiu a análise ao uso de “Order”-“Linear”. Como será interessante para a nossa análise de malha ter resultados da malha de “Order”-“Quadrático”, foi considerado realizar uma malha de “Order”-“Quadrático” de comparação com a malha de “Order”-“Linear” que apresente melhores resultados de entre as 27.

Posto isto, na Tabela 15 é então apresentada uma parte do catálogo relativa às propriedades da malha utilizada para cada simulação. Como é possível visualizar a tabela está dividida em 10 colunas distintas as quais, respetivamente, significam:

1. Simulação\_Descricao da malha: Referência a simulação realizada e o tipo de malha utilizado;
2. Set Element Size: Referencia o parâmetro “Set Element Size” (parâmetro do tamanho do elemento de malha) escolhido no software para cada uma das simulações;
3. Method\_Type: Referencia o parâmetro “Type” (tipo de malha) escolhido no software para cada uma das simulações;
4. Method\_Order: Referencia o parâmetro “Order” (parâmetro referente à ordem de execução da malha a qual pode ser linear ou quadrática) escolhido no software para cada uma das simulações;
5. Method\_Method: Referencia o parâmetro “Method” (parâmetro referente ao método de execução da malha) escolhido no software para cada uma das simulações;
6. Número de Elementos no Comprimento: Referencia o número total de divisões que a malha apresenta no comprimento total do modelo (referente ao “Sweep”/extrusão referido anteriormente) para cada uma das simulações;
7. Número Total de Elementos na Peça: Fornece um valor do número total de elementos constituintes de cada modelo de cada simulação;
8. Tempo de Execução da Malha [min]: Fornece um valor estimado do tempo em minutos que foi necessário à execução da malha de cada modelo para cada simulação;
9. Check-Element Quality\_Elements: Fornece um valor do número de elementos que violam a verificação dos parâmetros de qualidade dos elementos dado pelo software. Este valor não toma em consideração os parâmetros “Min Edge Length” e “Max Edge Length”;
10. Check-Element Quality\_Percentagem: Fornece um valor em percentagem do parâmetro descrito anteriormente, ou seja, a percentagem do total dos elementos do modelo que violam a verificação.

Tabela 15. Parte do catálogo relativo à informação de malha das simulações realizadas para o modelo do T-joint.

Simulação_Descrição da malha	Set Element Size		Method		Número de Elementos no Comprimento	Número Total de Elementos do Modelo	Tempo de Execução da Malha [min]	Check-Element Quality	
	Type	Order	Method	Elementos				Porcentagem	
Simulação 1_Elemento Hexaédrico	1.5	Quad	Linear	Auto	50	10400	30-60	250	2.40%
Simulação 2_Elemento Hexaédrico	1.5	Quad	Linear	Auto	100	20800	30-60	500	2.40%
Simulação 3_Elemento Hexaédrico	1.5	Quad	Linear	Auto	200	41600	30-60	1000	2.40%
Simulação 4_Elemento Hexaédrico	1	Quad	Linear	Auto	50	38700	30-60	2000	5.17%
Simulação 5_Elemento Hexaédrico	1	Quad	Linear	Auto	100	77400	30-60	800	1.03%
Simulação 6_Elemento Hexaédrico	1	Quad	Linear	Auto	200	154800	30-60	1600	1.03%
Simulação 7_Elemento Hexaédrico	0.5	Quad	Linear	Auto	50	145750	30-60	117750	80.79%
Simulação 8_Elemento Hexaédrico	0.5	Quad	Linear	Auto	100	291500	30-60	4800	1.65%
Simulação 9_Elemento Hexaédrico	0.5	Quad	Linear	Auto	200	583000	30-60	2400	0.41%
Simulação 10_Elemento Tetraédrico	1.5	Tria	Linear	Auto	50	29450	30-60	550	1.87%
Simulação 11_Elemento Tetraédrico	1.5	Tria	Linear	Auto	100	58900	30-60	1100	1.87%
Simulação 12_Elemento Tetraédrico	1.5	Tria	Linear	Auto	200	117800	30-60	2200	1.87%
Simulação 13_Elemento Tetraédrico	1	Tria	Linear	Auto	50	85500	30-60	800	0.94%
Simulação 14_Elemento Tetraédrico	1	Tria	Linear	Auto	100	171000	30-60	1600	0.94%
Simulação 15_Elemento Tetraédrico	1	Tria	Linear	Auto	200	342000	30-60	3200	0.94%
Simulação 16_Elemento Tetraédrico	0.5	Tria	Linear	Auto	50	253750	30-60	19600	7.72%
Simulação 17_Elemento Tetraédrico	0.5	Tria	Linear	Auto	100	507500	30-60	700	0.14%
Simulação 18_Elemento Tetraédrico	0.5	Tria	Linear	Auto	200	1015000	30-60	1400	0.14%
Simulação 19_Elemento Hexa-Tetra	1.5	Quad-Tria	Linear	Auto	50	10350	30-60	150	1.45%
Simulação 20_Elemento Hexa-Tetra	1.5	Quad-Tria	Linear	Auto	100	20700	30-60	300	1.45%
Simulação 21_Elemento Hexa-Tetra	1.5	Quad-Tria	Linear	Auto	200	41400	30-60	600	1.45%
Simulação 22_Elemento Hexa-Tetra	1	Quad-Tria	Linear	Auto	50	36600	30-60	198	0.54%
Simulação 23_Elemento Hexa-Tetra	1	Quad-Tria	Linear	Auto	100	73200	30-60	398	0.54%
Simulação 24_Elemento Hexa-Tetra	1	Quad-Tria	Linear	Auto	200	146400	30-60	800	0.55%
Simulação 25_Elemento Hexa-Tetra	0.5	Quad-Tria	Linear	Auto	50	134300	30-60	106050	78.97%
Simulação 26_Elemento Hexa-Tetra	0.5	Quad-Tria	Linear	Auto	100	268600	30-60	500	0.19%
Simulação 27_Elemento Hexa-Tetra	0.5	Quad-Tria	Linear	Auto	200	537200	30-60	100	0.19%

É necessário referir a existência de alguns valores (na coluna “Check-Element Quality”) indicados a amarelo na Tabela 15, os quais representam simulações onde a malha dos modelos para um mesmo “Set Element Size”, violaram uma percentagem elevada da verificação dos parâmetros de qualidade de malha. Este facto pode ser explicado pela razão de que ao ser utilizado sempre o mesmo número de elementos no comprimento do modelo por forma a melhor comparar entre simulações, quando se trata de elementos com um “Set Element Size” menor (ou seja elementos de menor dimensão na representação 2D do modelo) e de um número de elementos no comprimento do modelo pequeno, o formato dos elementos começa a aproximar-se a uma agulha o que pode resultar em elementos de fraca qualidade e que podem induzir resultados de fraca viabilidade (esse parâmetro no software Sysweld toma por defeito um valor de 8:1, ou seja o elementos pode ter um tamanho 8 vezes maior num dos lado do que no outro). O mesmo pode acontecer para o caso de existir um número de elementos no comprimento do modelo muito grande e que leva a que o formato dos elementos seja espalmado. No caso das simulações 4, 7, 16 e 25 da Tabela 15, os valores elevados de violação da verificação dos parâmetros de qualidade de malha devem-se principalmente a este fator explicado que diz respeito aos elementos de formato aproximado uma agulha.

Outra razão para os valores elevados de violação da verificação dos parâmetros de qualidade dos elementos de malha é a formação de, por vezes, elementos com uma geometria disforme como representado na Figura 69. Esta geometria dos elementos leva por sua vez à geração de malhas de muito fraca qualidade.

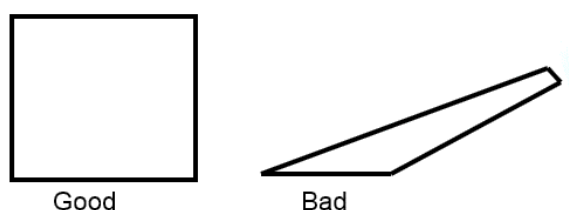


Figura 69. Elemento de malha com um geometria boa e má respetivamente, [19].

Desta forma é sempre aconselhável a não utilização de malhas que apresentem elementos deste formato ou que apresentem uma percentagem grande de elementos que violam a verificação dos parâmetros de qualidade. É ainda aconselhável a construção de malhas onde os elementos apresentem um tamanho uniforme e homogéneo para todos os seus lados.

Desta tabela é ainda possível retirar algumas conclusões relativamente aos vários tipos de malha, começando pelo número total de elementos apresentado por cada um. Como é possível observar a malha de elemento tetraédrico é a que possui uma maior quantidade total de elementos para todos os modelos de todas as simulações quando comparado com os outros tipos de malha existentes. O tipo de malha de elemento hexaédrico, apesar de também apresentar uma maior quantidade, do que a malha de elemento hexa-tetra, ambas têm valores semelhantes e aproximados. Ou seja é possível dizer que a malha de elemento tetraédrico produz modelos de malhas mais densas e assim exige uma maior capacidade de cálculo. Quanto ao tempo de execução da malha, este, é idêntico para os três tipos analisados tendo como tempo estimado da execução da malha, de 30 a 60 min para todos os modelos de todas as simulações. Por fim, a respeito da qualidade dos elementos, e sem considerar os valores indicados a amarelo os quais já foram referidos, ambos os 3 tipos de malha apresentam valores de percentagem de violação da verificação dos parâmetros de qualidade de malha relativamente baixos (com valores a

rondar <3%), com a malha de elemento hexa-tetra a apresentar os valores mais baixos entre os 3 tipos. Através destes valores é possível ainda afirmar que a percentagem de violação tende a diminuir com o aumento do refinamento da malha (para malhas mais densas e com maior quantidade de elementos).

Após a execução da malha são obtidos os 27 modelos referidos inicialmente e os quais, após a introdução dos inputs da soldadura referidos no capítulo seguinte, estão prontos a simular. Nas figuras seguintes, Figura 70 a Figura 75, estão apresentados 3 modelos representativos de cada tipo de malha e do formato que esta apresenta após a sua execução.

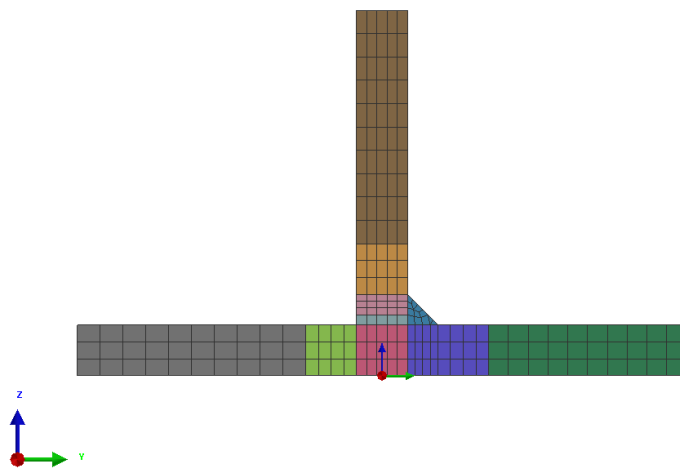


Figura 70. Vista 2D do modelo de malha de elemento hexaédrico, relativo à simulação 1.

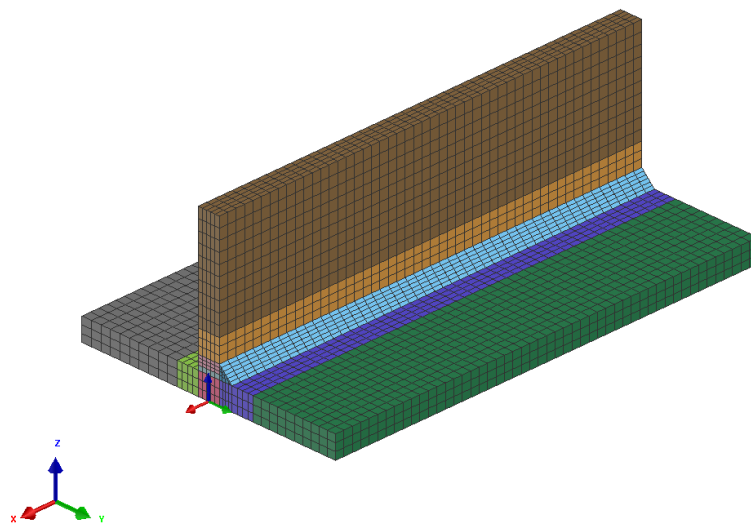


Figura 71. Vista 3D do modelo de malha de elemento hexaédrico, relativo à simulação 1.

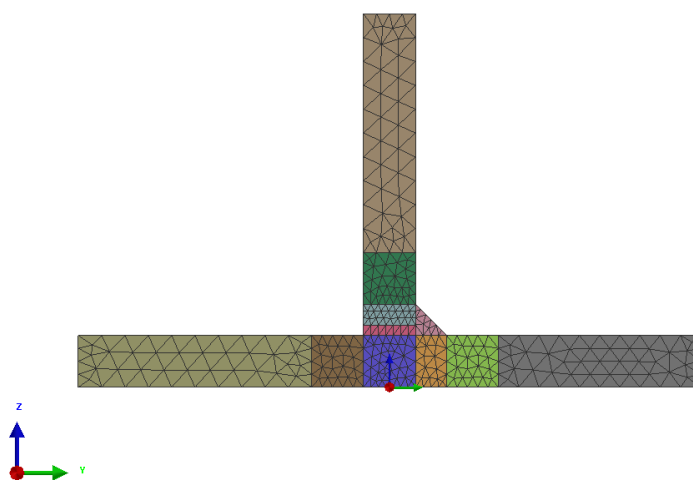


Figura 72. Vista 2D do modelo de malha de elemento tetraédrico, relativo à simulação 10.

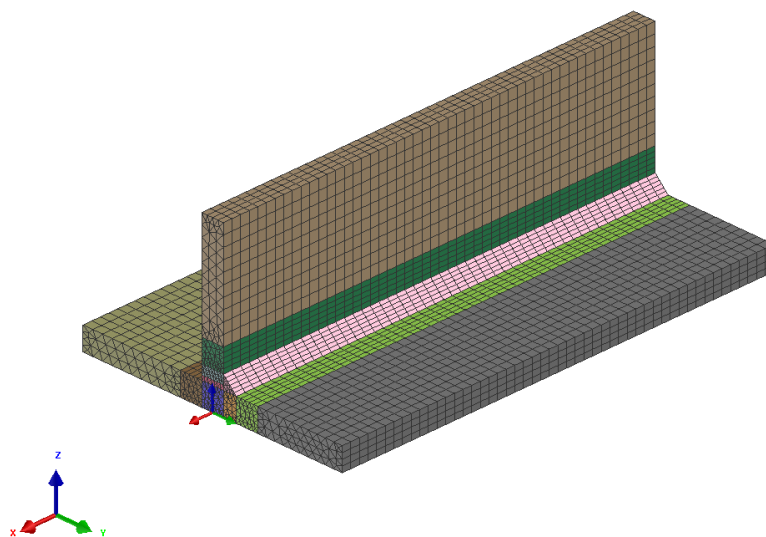


Figura 73. Vista 3D do modelo de malha de elemento tetraédrico, relativo à simulação 10.

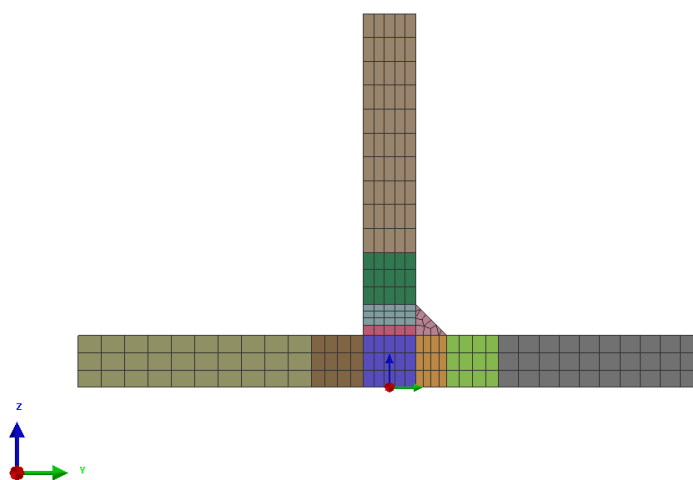


Figura 74. Vista 2D do modelo de malha de elementos hexa-tetra, relativo à simulação 19.

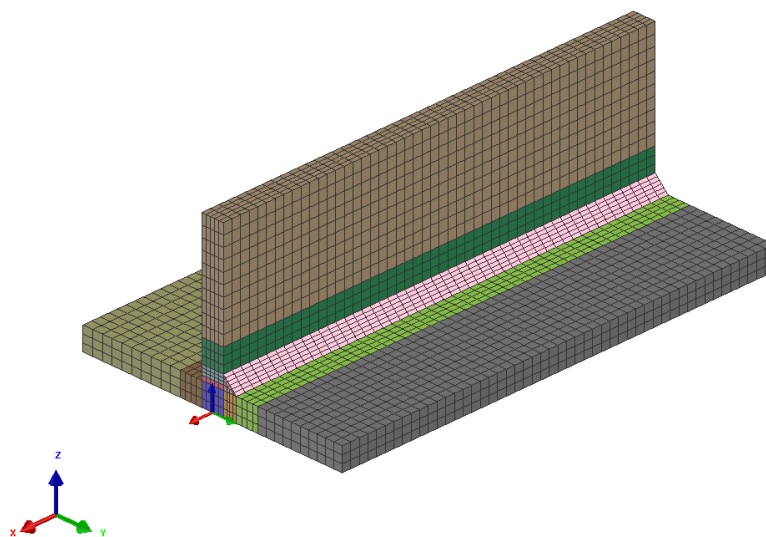


Figura 75. Vista 3D do modelo de malha de elementos hexa-tetra, relativo à simulação 19.



### 3.2 Propriedades da soldadura

Com as malhas construídas procedeu-se à escolha das propriedades da soldadura a utilizar nesta análise e à calibração do modelo que permitiu afinar essas mesmas propriedades. As propriedades de soldadura são inputs do software Visual-Weld e são estas que nos possibilitam o processamento do problema de forma a obter os resultados pretendidos para a análise. Estas propriedades são inseridas no software a partir da opção Welding Advisor e que consiste em nove passos de inserção de dados, [20]. Esses passos serão expostos de seguida de forma detalhada.

- Project Description

Name: SOLDADURA (Nome dado pelo utilizador da forma que este achar mais conveniente ao processo de soldadura a realizar);

Title: SOLDADURA (Por defeito o software dá o mesmo nome sendo que o utilizador pode modificar);

Working Directory: XXX (Pasta a partir da qual se está a trabalhar e para onde irão os resultados obtidos).

- Global Parameter

Computation: Solid (Pois a análise trata-se da de um sólido).

- Component Properties

Components:

Placa1 - Material: S355J2G3 (Aqui o nome do componente refere-se ao nome dado pelo utilizador à chapa do fundo do T-joint composta pelas zonas 4, 5, 6, 8, 9, 11 da Figura 68. O material foi assim escolhido devido a ser o fornecido na bibliografia do Sysweld e por ser um aço de construção comum que era o material pretendido para esta análise. As propriedades mais significativas deste material estão referidas no anexo D, e as quais foram retiradas dessa mesma bibliografia);

Placa2 - Material: S355J2G3 (À semelhança da Placa1 com a diferença que esta se refere à chapa colocada na vertical e constituída pelas zonas 2, 3, 8 e 10 da Figura 68).

Joints with Filler:

J01\_WIRE – Material: S355J2G3 (Aqui o nome do componente refere-se ao material de adição no processo de soldadura, o qual é igual ao material das chapas utilizadas. O nome deste tem este formato de forma a o software o reconhecer automaticamente como parte da soldadura).

- Welding Process

Antes de iniciar este quarto passo é necessário referir que os valores neste apresentados são os valores finais e escolhidos após se ter feito a calibração do modelo, e que será discutida com mais pormenor no capítulo seguinte. Essa calibração permitiu encontrar estes valores, os quais são os mais indicados para se proceder à realização de simulações deste modelo.

Process Type: General Arc (Este parâmetro refere-se ao tipo de soldadura a utilizar no processo);

Energy/unit Length of Weld: J/mm (Este parâmetro refere-se à unidade de medida da energia a utilizar);

Velocity: mm/sec (Este parâmetro refere-se às unidade de medida da velocidade a utilizar).

Weld Line:

Weld Line: J01\_PATH (Este nome refere-se ao caminho que a soldadura irá percorrer durante o processo e o qual é feito através da opção do software Create Trajectory);

Filler Material: J01\_WIRE (Este é o parâmetro já explicado e o qual o software reconhece automaticamente devido ao formato do nome);

Welding Group: J01\_LOAD (Este nome também é reconhecido pelo software automaticamente e refere-se ao grupo criado pelo utilizador que diz respeito ao grupo de solda);

Reference Line: J01\_REF (Este nome e os seguintes são todos criados a quando da Weld Line na opção do software Create Trajectory e assumidos pelo software automaticamente);

Start Node: J01\_SNO;

End Node: J01\_ENO;

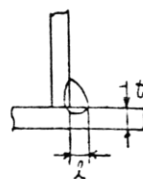
Star Element: J01\_SEL.

Weld Pool:

Heat Source: ARC (Este parâmetro refere-se à fonte de calor a utilizar e está diretamente relacionada com o tipo de processo referido);

Velocity: 6.000 (Este parâmetro e os próximos aparecem com as unidades referidas no início do 4º passo. É necessário referir também que este parâmetro foi escolhido através da consulta da Figura 76 a qual permite através da espessura da chapa e do comprimento da solda pretendida, retirar os valores da velocidade e energia a utilizar no processo. No caso da velocidade, como não tinha a espessura exatamente igual à que está a ser utilizada foi admitida como sendo 35 cm/min=5.8333 mm/s, ou seja aproximadamente 6 mm/s);

(3) Horizontal fillet welding



Thickness t(mm)	Leg length l (mm)	Wire (mm φ)	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)	CO <sub>2</sub> gas (l/min)
1.2	2.5~3.0	0.8~1.0	70~100	18~19	50~60	10~15
1.6	2.5~3.0	0.8~1.2	90~120	18~20	50~60	10~15
2.0	3.0~3.5	0.8~1.2	100~130	19~20	50~60	15~20
2.3	3.0~3.5	1.0, 1.2	120~140	19~21	50~60	15~20
3.2	3.0~4.0	1.0, 1.2	130~170	19~21	45~55	15~20
4.5	4.0~4.5	1.2	190~230	22~24	45~55	15~20
6.0	5.0~6.0	1.2	250~280	26~29	40~50	15~20
9.0	6.0~7.0	1.2	280~300	35~40	35~40	15~20
12.0	7.0~8.0	1.2	300~340	32~34	30~35	20~25

Figura 76. Dados relativos a processos de soldaduras MIG-MAG e Arco elétrico para o caso específico de uma T-joint, [21].

Initial Time: 0.000;

End Time: 33.333 (Este parâmetro é calculado automaticamente pelo software recorrendo ao comprimento total da chapa e da velocidade da solda).

Estimated:

Length: 17.000 (Este parâmetro, referente ao comprimento do cordão de soldadura, e os seguintes estão relacionados com as dimensões do cordão de soldadura, o qual está apresentado na Figura 77. Foi admitido este valor como sendo o dobro do valor da largura do cordão);

Width: 8.500 (Este parâmetro refere-se à largura do cordão o qual toma este valor pois é o referido no projeto do T-joint e o qual se encontra referenciado no anexo A);

Penetration: 3.500 (Este parâmetro refere-se à penetração do cordão. Tal como o parâmetro anterior o valor deste pode ser retirado do anexo A, tendo em conta que este teve certas modificações devido à existência da calibração do modelo).

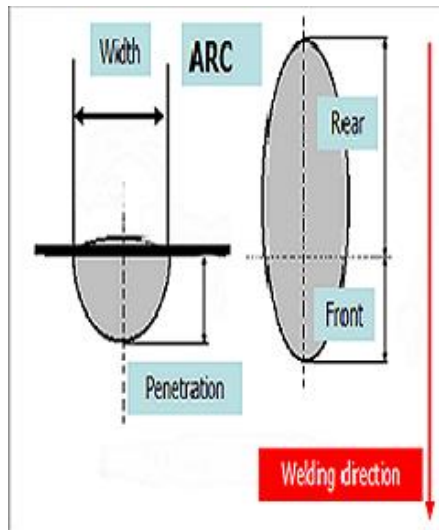


Figura 77. Propriedades físicas de um cordão de soldadura por arco elétrico.

Energy:

Energy: 1500 (Este parâmetro refere-se à energia total imposta ao cordão de soldadura. Este valor foi retirado da Figura 76 respeitando a equação 30 a qual se apresenta de seguida);

$$E = \frac{U * I}{v} * \eta \quad (30)$$

onde  $E$  é a energia em J,  $U$  é a voltagem em V,  $I$  é a intensidade da corrente em A,  $v$  é a velocidade da soldadura em mm/s e  $\eta$  é o rendimento do processo que para este caso (arco elétrico) ronda os 70 a 80%.

Efficiency: 0.700 (Este parâmetro tal como referido anteriormente diz respeito à eficiência do processo de soldadura, arco elétrico neste caso específico, o qual varia entre os 70 a 80%. Este valor tal como os anteriores deve-se à calibração do modelo que demonstrou ser este o melhor valor de eficiência do processo para o caso em estudo);

Power Ratio: 1.200;

Length Ratio: 0.500.

Start/End Energy Ramp:

Beginning of weld: Length of Ramp: 17.000;

Energy Factor: 1.500;

Termination of weld: Length of Ramp: 1.000;

Energy Factor: 1.000 (Estes seis últimos parâmetros apresentados dizem respeito a propriedades específicas do processo de soldadura, as quais não serão abordadas de forma que os seus valores foram mantidos iguais aos dados pela bibliografia do Sysweld).

- Cooling Condition

Definition:

Collector: Part\_50 (Este parâmetro diz respeito à área do modelo que vai servir como área de arrefecimento desta, a qual neste caso será a área total. O nome assim atribuído é aleatório e dado de forma a se destacar das restantes partes constituintes do modelo);

Medium: Free Air Cooling (Este parâmetro diz respeito à forma como será realizado o arrefecimento do modelo que neste caso será com a peça sujeita ao arrefecimento através do ar ambiente);

Ambient Temp: 20.000 (Este parâmetro remete para à temperatura ambiente, a qual foi admitida como sendo este valor).

Cooling Condition:

Name: Cooling\_Cond\_01 (Este parâmetro diz respeito ao nome dado pelo software à condição de arrefecimento definida acima);

Initial Time:0.000 (Este parâmetro é o tempo inicial, ou seja, de começo do arrefecimento do modelo. Desta forma a peça começa a arrefecer mal o processo de soldadura comece);

End Time: 120.000 (Este parâmetro por outro lado é o tempo final, que diz respeito ao tempo após o início do arrefecimento em que este terminará. É de referenciar que este tempo foi arbitrado, tomando apenas como nota o facto de ter de ser o suficiente para que a peça pudesse arrefecer completamente, sem também ser demasiado grande de forma a aumentar mais o tempo de processamento. A calibração do modelo permitiu examinar a exatidão deste valor).

- Clamping Condition

Clamp Definition:

Collector: Placa1NoFixacao1, Placa1NoFixacao2, Placa1NoFixacao3, Placa1NoFixacao4, Placa2NoFixacao1, Placa2NoFixacao2, Placa2NoFixacao3, Placa2NoFixacao4 (Este parâmetro diz respeito às condições de fronteira do problema. Neste caso o problema é composto por quatro nós de fixação na chapa do fundo, os quais são os nós das pontas da chapa que vão estar apoiados na mesa de trabalho. Na chapa vertical e tal como na chapa do fundo, esta tem 4 nós de fixação os quais são igualmente os das pontas e do lado contrário ao cordão de soldadura, e ainda os quais também vão estar apoiados);

Type: Rigid (Este parâmetro diz respeito ao tipo de fixação/condição fronteira dos collectors definidos no parâmetro acima descrito. Para o problema descrito os nós escolhidos terão todas condições fronteira do tipo rígida e encastra nos 3 eixos, à exceção dos 2 nós junto ao cordão de soldadura, os quais apenas vão estar fixos segundo o eixo dos yy de forma a contrariar os esforços ocorridos durante o processo de soldadura e manter o modelo numa

posição constante. É necessário referir que o sistema de fixação aqui utilizado (ou seja as condições de fronteira), foi considerado como um sistema simplificado e aproximado a um sistema real de gabaris de aperto hidráulico. Na realidade o sistema será diferente deste, não fixando apenas um nó, mas sim um conjunto de elementos do modelo. É ainda importante referir que para um mesmo caso de soldadura existem enumeras possibilidades diferentes de formas ficção, as quais devem ser escolhidas e estudadas de acordo com o objetivo final do modelo em estudo. Assim na Figura 78 é possível ver a representação desses mesmos nós e respetivas condições fronteira).

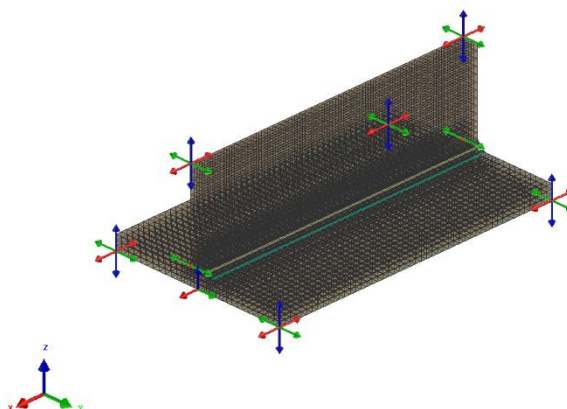


Figura 78. Nós de fixação e respetiva condição fronteira.

#### Clamping Condition:

Name: Clamp\_Cond\_02 (Este parâmetro diz respeito ao nome dado pelo software à condição de fronteira definida pelos collector acima descritos);

Initial Time: 0.000 (Em semelhança ao tempo descrito nas condições de arrefecimento este parâmetro diz respeito ao tempo inicial correspondente ao tempo de inicio das condições de fronteira);

End Time: 120.000 (Da mesma forma já explicada este parâmetro diz respeito ao tempo de término das condições fronteira. Este valor é igual ao tempo de arrefecimento devido ao facto de após as chapas arrefecerem totalmente se dar por término o processo de soldadura e se poder retirar a peça da mesa de trabalho).

- Loads and Deformaions

Este passo não será aqui abordado pois diz respeito a cargas e deformações impostas à peça o que neste caso não vai suceder.

- Contact Definition

Identicamente ao passo sete este também não será aqui abordado pois diz respeito a condições de contacto, as quais não vão existir neste modelo.

- **Solution Parameter**

Este é o último passo onde o utilizador pode escolher os vários parâmetros pretendidos para o processamento do modelo e execução das simulações. Como as simulações a realizar não requerem funcionalidades específicas, os parâmetros ficam inalterados e assim se procede a um processamento normal. Após o utilizador proceder ao **Generate Input Data** o software gerará a informação necessária ao processamento e assim o modelo está pronto a ser simulado. Por fim é de referir que o software ao criar essa informação disponibiliza um bloco de notas onde o utilizador pode conferir a existência de erros e anomalias antes de proceder à simulação do modelo e assim os corrigir previamente.

### **3.3 Calibração do modelo**

Para se efetuar a calibração do modelo em estudo foi necessário efetuar um conjunto de iterações das várias propriedades da soldadura. Para este fim começou-se por escolher uma malha que iria servir de base para a calibração do modelo e para uso em todas essas iterações. Como se pretendia efetuar um número grande de iterações com o intuito de se conseguir as propriedades mais reais possível, foi decidido usar o modelo de malha da simulação 1 apresentado no Catálogo de consulta de malha do anexo C. Devido à sua malha de baixa densidade, isto é, uma malha com pouca quantidade de elementos, este modelo permite um processamento rápido, permitindo assim fazer mais simulações num curto espaço de tempo. Este modelo tem como características principais o tipo de elemento de malha, quadrangular, e o número total de elementos que é 10400.

Escolhido o modelo de malha a utilizar passou-se às propriedades da soldadura. Estas são iguais às referidas no capítulo anterior referente às propriedades da soldadura, à exceção das propriedades referidas no passo 4 (welding process), as quais serão modificadas de iteração para iteração de forma a encontrar as propriedades do processo de soldadura ideal para o modelo.

No total foram realizadas 19 iterações de calibração do processo de soldadura ou calibração do modelo. Apesar de tantas iterações efetuadas apenas algumas contêm informação relevante e mais significativa para se apresentar, e daí que apenas serão apresentadas 8 iterações (iteração 12 a 19), com informação útil de forma a se comparar os resultados obtidos entre estas. Na Tabela 16 são apresentadas as propriedades da soldadura que diferiram entre as várias iterações enunciadas, sendo que as restantes propriedades se mantêm constantes tal como foi explicado anteriormente. É necessário referir que nesta fase das iterações os parâmetros que foram sendo alterados com maior frequência foram a energia e eficiência do processo, pois estes parâmetros são os principais influenciadores da largura e profundidade do cordão de soldadura.

Tabela 16. Propriedades da soldadura que diferiram entre as várias iterações.

	Penetração [mm]	Energia [J/mm]	Eficiência
Iteração 12	3	1000	0.8
Iteração 13	3.5	1000	0.8
Iteração 14	3.5	1500	0.7
Iteração 15	3.5	1300	0.7
Iteração 16	3.5	1400	0.8
Iteração 17	3.5	1300	0.8
Iteração 18	4	1300	0.8
Iteração 19	3.5	1500	0.8

De seguida serão apresentados os resultados da temperatura máxima (1400 °C que é a temperatura de fusão do material que se está a utilizar, o aço) para os elementos do ponto inicial de começo do cordão de soldadura no modelo (ponto de  $x=0$  mm) e para os elementos a uma distância de 100 mm do ponto inicial, no comprimento do modelo (ponto de  $x=-100$  mm). Esta temperatura máxima, representada a vermelho nas figuras a seguir apresentadas (Figura 79 a Figura 94), retrata a zona do cordão de soldadura onde há fusão total do material, tal como é pretendido para que ocorra uma boa ligação entre o material base e o material de adição.

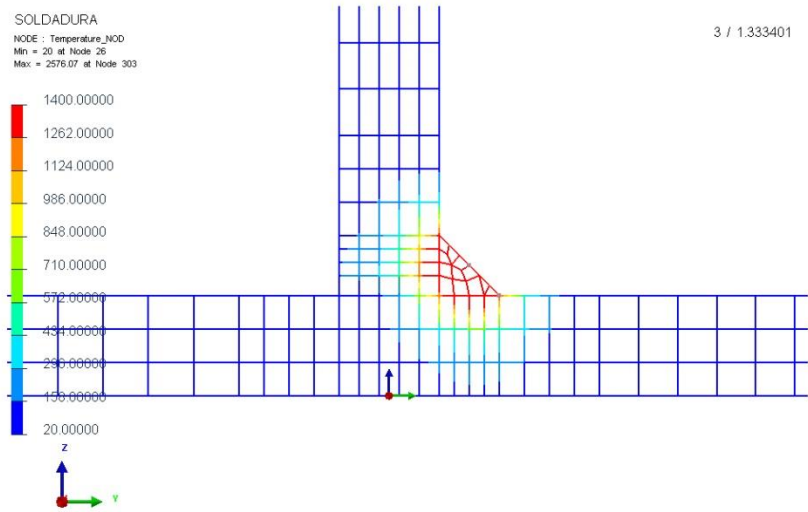


Figura 79. Cordão de soldadura para a iteração 12 e para os elementos do ponto x=0 mm.

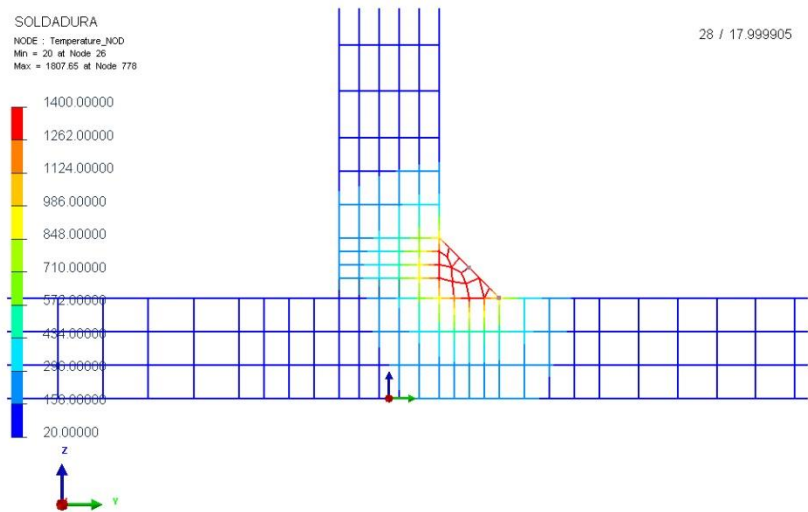


Figura 80. Cordão de soldadura para a iteração 12 e para os elementos do ponto x=100 mm.



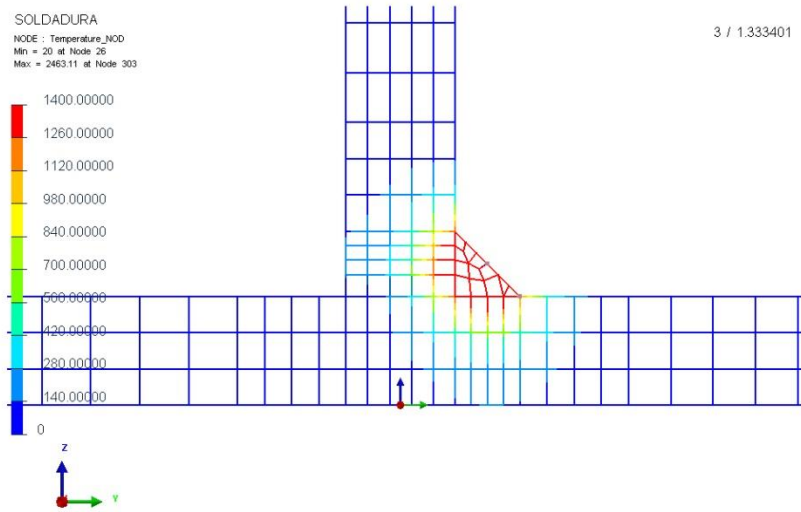


Figura 81. Cordão de soldadura para a iteração 13 e para os elementos do ponto  $x=0$  mm.

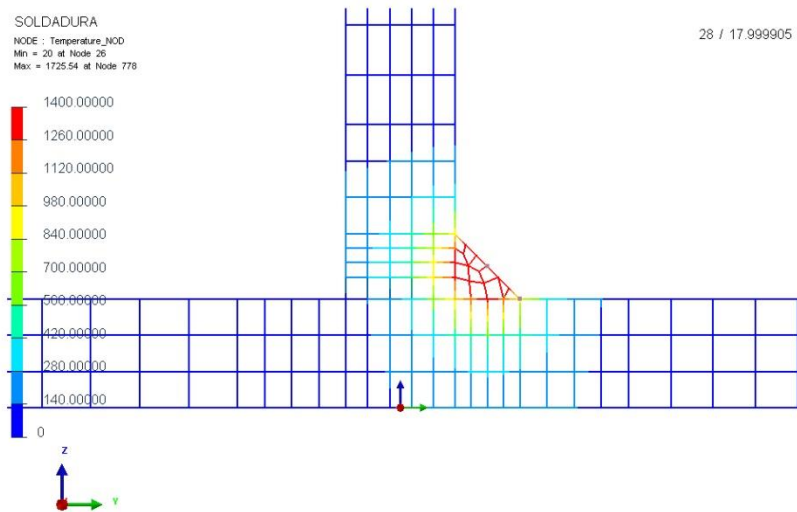


Figura 82. Cordão de soldadura para a iteração 13 e para os elementos do ponto  $x=-100$  mm.

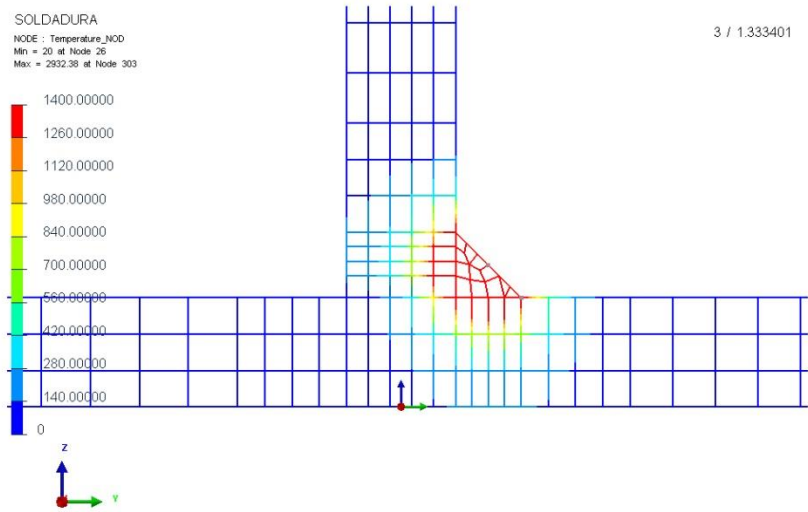


Figura 83. Cordão de soldadura para a iteração 14 e para os elementos do ponto  $x=0$  mm.

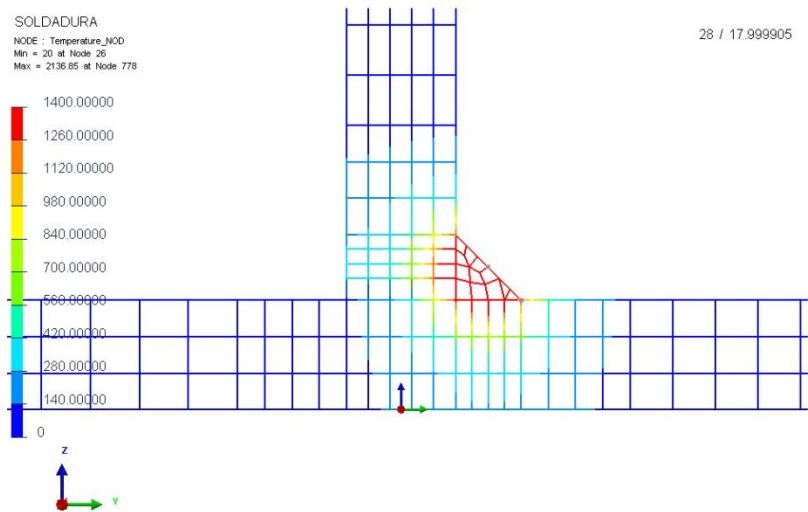


Figura 84. Cordão de soldadura para a iteração 14 e para os elementos do ponto  $x=-100$  mm.

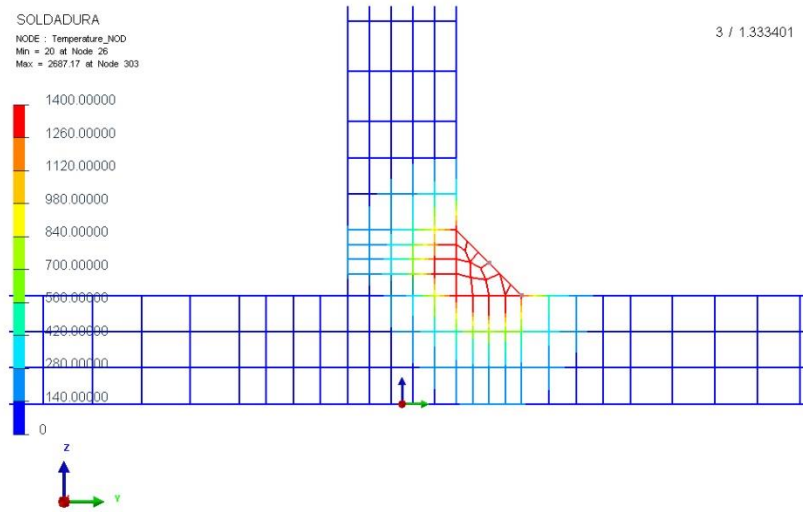


Figura 85. Cordão de soldadura para a iteração 15 e para os elementos do ponto  $x=0$  mm.

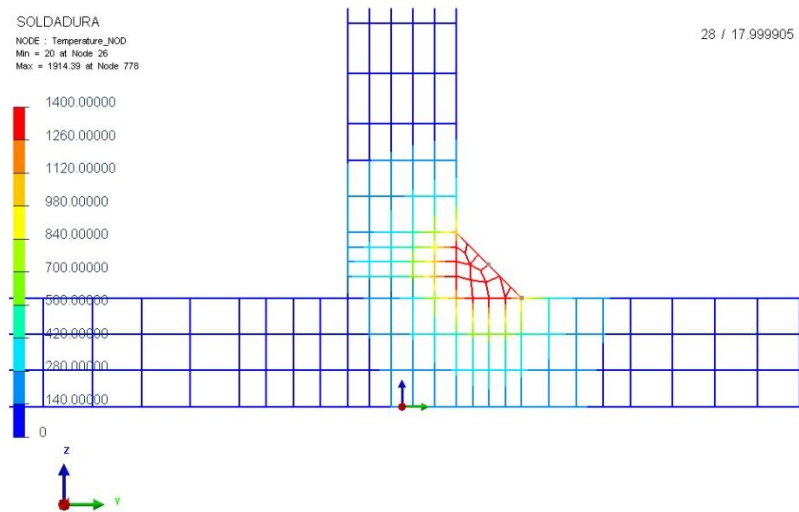


Figura 86. Cordão de soldadura para a iteração 15 e para os elementos do ponto  $x=-100$  mm.

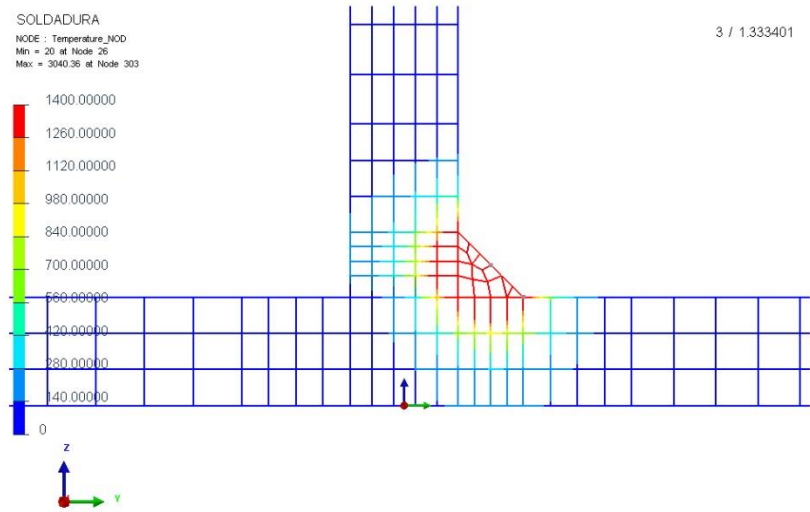


Figura 87. Cordão de soldadura para a iteração 16 e para os elementos do ponto  $x=0$  mm.

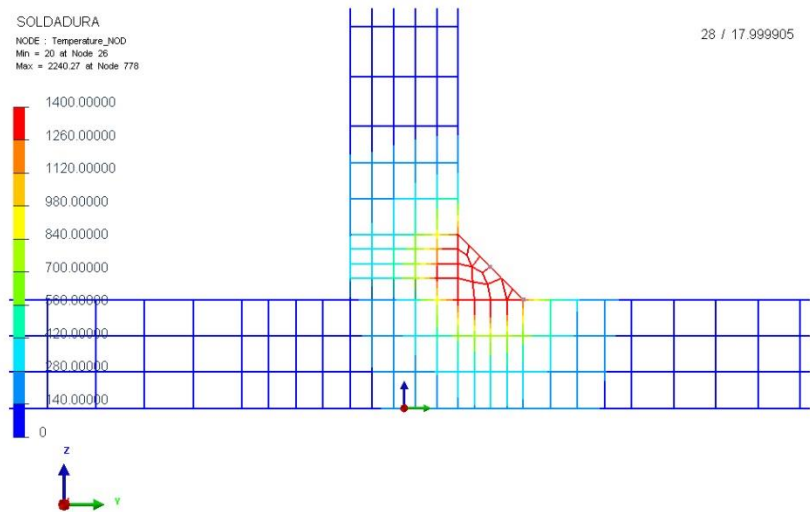


Figura 88. Cordão de soldadura para a iteração 16 e para os elementos do ponto  $x=-100$  mm.

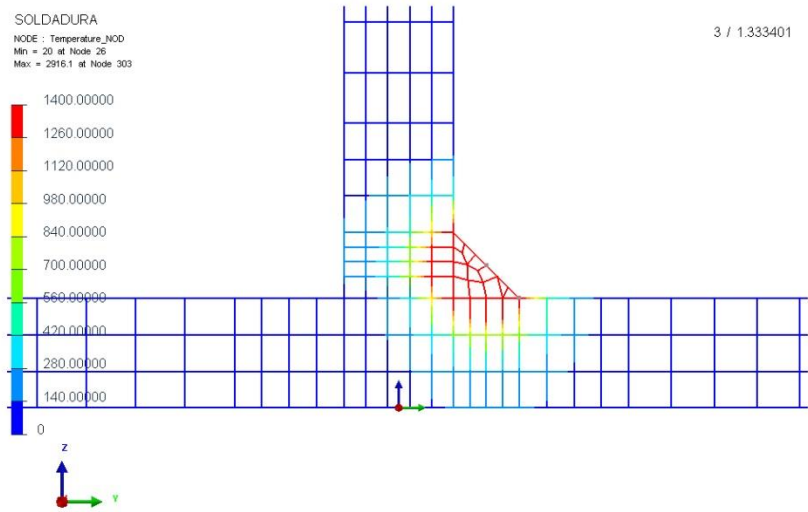


Figura 89. Cordão de soldadura para a iteração 17 e para os elementos do ponto  $x=0$  mm.

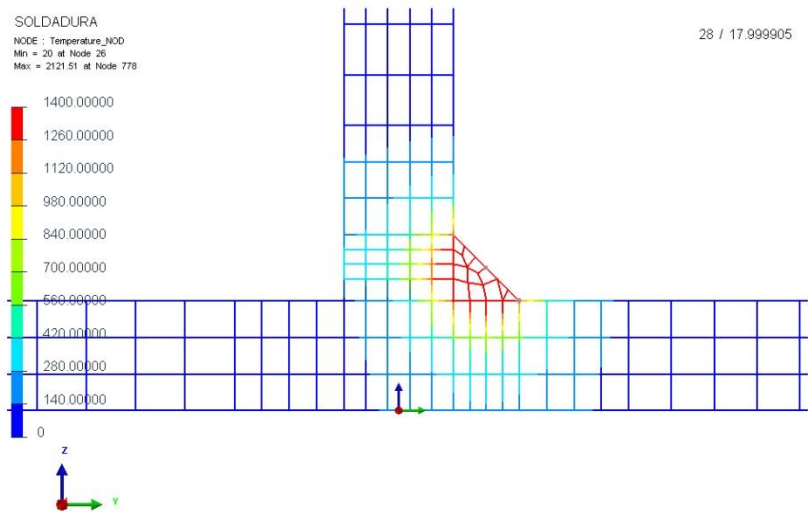


Figura 90. Cordão de soldadura para a iteração 17 e para os elementos do ponto  $x=-100$  mm.

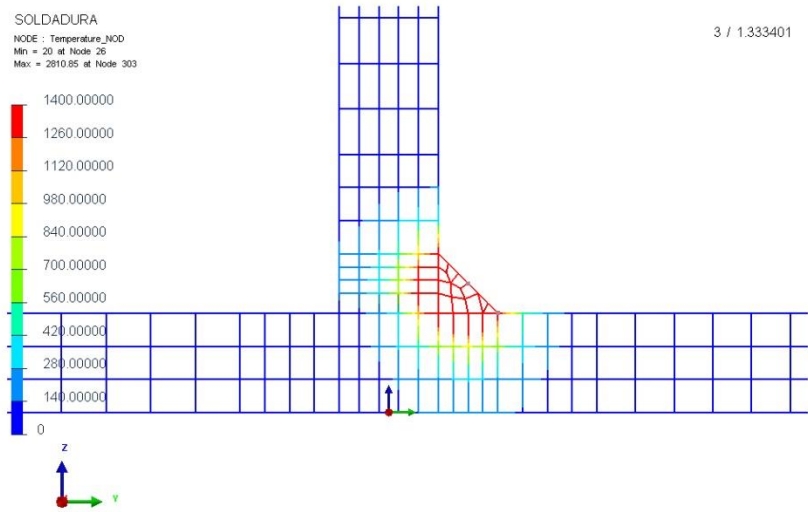


Figura 91. Cordão de soldadura para a iteração 18 e para os elementos do ponto  $x=0$  mm.

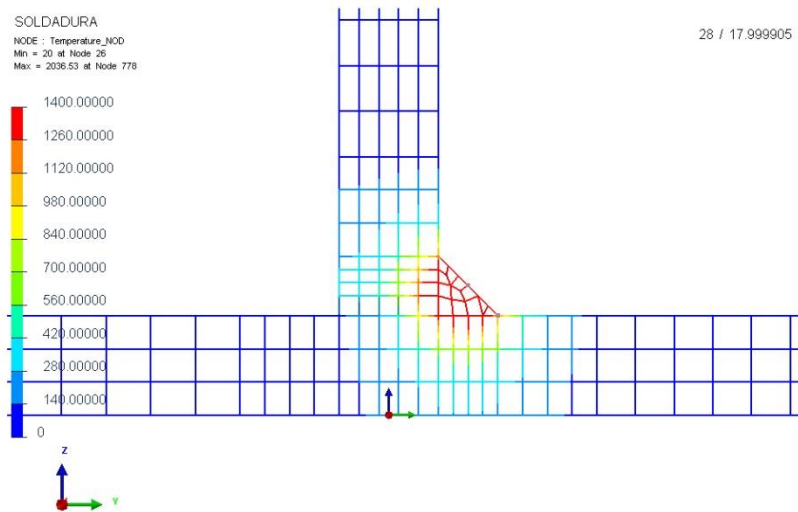


Figura 92. Cordão de soldadura para a iteração 18 e para os elementos do ponto  $x=-100$  mm.

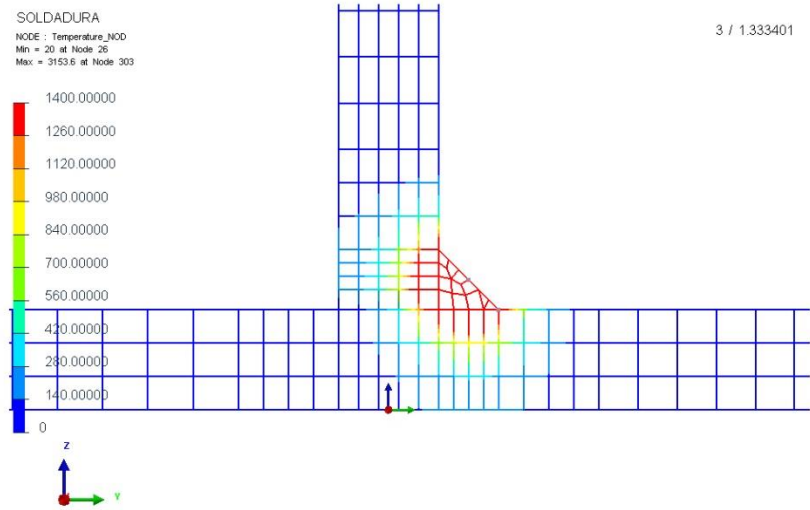


Figura 93. Cordão de soldadura para a iteração 19 e para os elementos do ponto  $x=0$  mm.

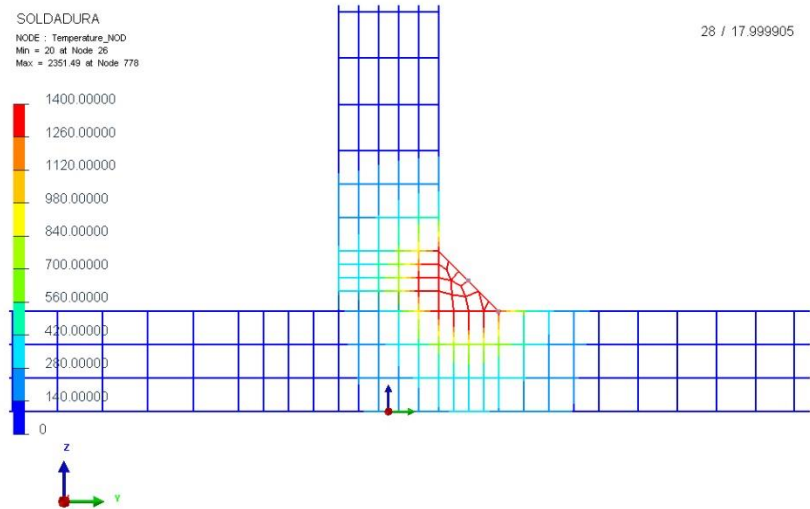


Figura 94. Cordão de soldadura para a iteração 19 e para os elementos do ponto  $x=-100$  mm.

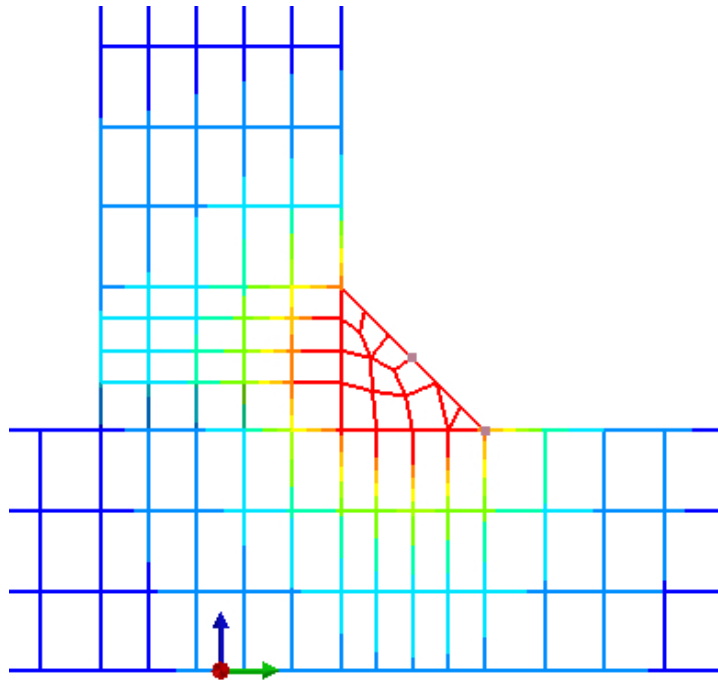


Figura 95. Pormenor ampliado do cordão de soldadura para a iteração 14 e para os elementos do ponto  $x=-100$  mm.

Após a análise dos resultados apresentados chegou-se à conclusão que o modelo da iteração 14 foi o que apresentou propriedades do processo de soldadura mais eficientes e próximas das pretendidas. Para uma melhor compreensão dos resultados e do cordão de soldadura pretendido, basta observar as figuras e comparar a configuração do cordão de soldadura inicial com a área fundida depois da soldadura (zona de cor vermelha com temperatura superior a  $1400\text{ }^{\circ}\text{C}$ ). É de notar que o cordão de soldadura no início do processo irá ter uma entrega térmica maior e assim criar uma área fundida maior do que aquela que se pode ver a meio do modelo onde o processo de soldadura já está perfeitamente estabilizado. Assim fazendo esta comparação se pode determinar as propriedades de soldadura necessárias a usar no modelo e nas restantes simulações a realizar. Na Figura 95 é mostrado em pormenor a zona do cordão de soldadura onde se pode ver com mais exatidão a zona do cordão onde existe fundição do material e melhor comprovar a escolha efetuada.



### 3.4 Simulação dos modelos

A simulação dos modelos foi realizada através do processador de cálculo Sysworld 2015 fornecido pelo software Sysweld. Este processador permitiu, através da utilização de toda a informação descrita nos capítulos anteriores, a simulação dos 27 modelos correspondentes às 27 simulações descritas inicialmente. Este processador apenas permitiu o cálculo de uma simulação de cada vez, sendo que cada uma destas necessita de tempos de cálculo diferentes, devido a apresentar malhas com propriedades diferentes. Como esse parâmetro (tempo de simulação) é também um fator muito importante na decisão da escolha de um determinado tipo de malha, pois simulações mais demoradas acarretam maiores custos, foi tomado em consideração e colocado no abaco do anexo C. É necessária ainda a referência às propriedades do computador utilizado, pois cada computador tem capacidade de cálculo diferente e permite a simulação de modelos diferentes, mais ou menos exigentes. As características do computador mais significativas para a análise foram as seguintes:

- Processador: Intel Xeon Processor E5-2620 v3 (15M Cache, 2.40 GHz)
- Memória RAM: 16GB DDR3

Na Tabela 17 estão representados os tempos de cálculo de cada uma das simulações realizadas. As principais colunas são as que dizem respeito à duração da simulação em segundos, sendo que essas é que contêm a informação retirada do software Sysweld. As restantes dizem respeito, respetivamente, ao tempo total da soma de ambas as durações das simulações e a esse tempo total convertido para minutos e horas.

Tabela 17. Parte do catálogo relativo à informação do tempo de cálculo das simulações realizadas para o modelo do T-joint.

Simulação_Descrição da malha	Duração Simulação Thermo-Metalurgica (s)	Duração Simulação Mecânica (s)	Tempo Total (s)	Tempo Total (h)
Simulação 1_ Elemento Hexaedrico	212	955	1167	0.32
Simulação 2_ Elemento Hexaedrico	413	1882	2295	0.64
Simulação 3_ Elemento Hexaedrico	473	3423	3896	1.08
Simulação 4_ Elemento Hexaedrico	1326	7836	9162	2.55
Simulação 5_ Elemento Hexaedrico	3162	17559	20721	5.76
Simulação 6_ Elemento Hexaedrico	8182	43243	51425	14.28
Simulação 7_ Elemento Hexaedrico	7514	89950	97464	27.07
Simulação 8_ Elemento Hexaedrico	7796	102641	110437	30.68
Simulação 9_ Elemento Hexaedrico				
Simulação 10_ Elemento Tetraédrico	555	2222	2777	0.77
Simulação 11_ Elemento Tetraédrico	1394	4598	5992	1.66
Simulação 12_ Elemento Tetraédrico	2711	10882	13593	3.78
Simulação 13_ Elemento Tetraédrico	1882	7983	9865	2.74
Simulação 14_ Elemento Tetraédrico	3472	15638	19110	5.31
Simulação 15_ Elemento Tetraédrico	8540	37054	45594	12.67
Simulação 16_ Elemento Tetraédrico	5015	26950	31965	8.88
Simulação 17_ Elemento Tetraédrico				
Simulação 18_ Elemento Tetraédrico				
Simulação 19_ Elemento Hexa-Tetra	454	2014	2468	0.69
Simulação 20_ Elemento Hexa-Tetra	892	4047	4939	1.37
Simulação 21_ Elemento Hexa-Tetra	1692	8878	10570	2.94
Simulação 22_ Elemento Hexa-Tetra	1562	8212	9774	2.72
Simulação 23_ Elemento Hexa-Tetra	2809	16913	19722	5.48
Simulação 24_ Elemento Hexa-Tetra	6450	45608	52058	14.46
Simulação 25_ Elemento Hexa-Tetra	5335	46306	51641	14.34
Simulação 26_ Elemento Hexa-Tetra	14403	98724	113127	31.42
Simulação 27_ Elemento Hexa-Tetra				

É ainda importante referir que também na Tabela 17, existem algumas células indicadas a amarelo. Estas devem-se ao facto de se tratar de simulações que não foram calculadas devido a falta de capacidade de memória RAM por parte do computador utilizado impedindo a obtenção de resultados das mesmas. Esta ocorrência deve ser levada em consideração a quando da construção da malha de um qualquer modelo, pois a construção de malhas com elevado número de elementos leva, não só a tempos de cálculo mais elevados como também à necessidade de computadores mais potentes e de maior capacidade (tanto a nível de processamento como de memória RAM), o que nem sempre é compatível ou possível de realizar.

Também é possível tirar algumas conclusões da tabela, nomeadamente no que diz respeito ao melhor tipo de malha a utilizar quando se tem tempos mais restritos e se quer obter informação de uma forma mais rápida. Assim constata-se que para um “Set Element Size” de 1.5 a malha do tipo quadrangular é a que possui tempos de cálculo menores, seguido do tipo de malha de elemento hexa-tetra e tetraédrico. À medida que o “Set Element Size” diminui e a malha se torna mais densa (com um maior número de elementos) a malha de tipo triangular começa a apresentar valores de tempo de cálculo menores, sendo que os tipos de malha de elemento hexaédrico e hexa-tetra apresentam sempre valores semelhantes e aproximados. Apesar desse fator o tipo de malha de elemento tetraédrico perde significativamente para os restantes dois tipos, pois devido a ter uma maior quantidade de elementos, esta precisa de maior capacidade de cálculo por parte do computador (mais especificamente memória RAM) o que leva a apresentar um maior número de simulações não calculadas que as restantes.

Por fim é ainda importante mencionar o valor de tempo total da simulação 25, o qual aparenta ser um pouco duvidoso a quando da comparação de todas as simulações, pois apresenta um valor menor que o da simulação 24 e simulação 7. Como o tempo total de todas as outras simulações do tipo de malha de elemento hexaédrico e hexa-tetra são semelhantes (quando comparado os dois tipos de malha um com o outro), leva então a colocar em causa a veracidade deste valor.

### 3.5 Resultados

Após as 27 simulações foi necessário escolher a informação a recolher de forma a comparar os resultados de todas as simulações efetuadas. É importante referir que devido à elevada quantidade de simulações existentes não é aconselhável a recolha de muita informação (tensões, deformações, temperatura, etc) de cada um dos modelos, pois sobrecarrega o relatório, complica a comparação e dificulta a análise. Assim foi decidido, para comparação dos modelos entre as várias simulações, utilizar os valores da tensão  $\sigma_{xx}$ , como representado na Figura 96. Nessa figura estão apresentados, a amarelo, os pontos (nós) por onde atravessa a curva de valores da tensão  $\sigma_{xx}$  (tensão na orientação do cordão de soldadura). Essa linha situa-se a meio do comprimento da placa inferior ( $x=-100$  mm), na sua superfície superior ( $z=10$  mm) e estende-se a toda a largura desta.

SOLDADURA

1 / 0.000000

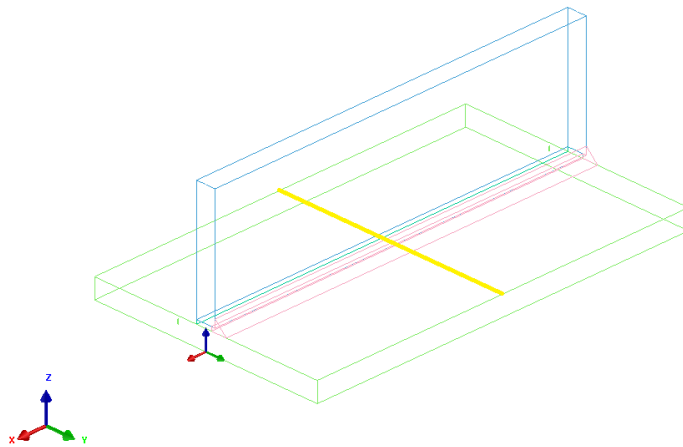


Figura 96. Representação da linha de curva de medição da tensão  $\sigma_{xx}$ .

Com os valores retirados dessa curva para as várias simulações, foram construídos vários gráficos de comparação entre as várias simulações e os quais estão apresentados da Figura 98 à Figura 123. Na Figura 97 está apresentado um exemplo do aspeto que apresenta uma curva de tensão  $\sigma_{xx}$  (sendo esta específica da simulação 1) sobreposta sobre o desenho 2D do T-joint de forma a melhor se perceber a evolução/variação desta tensão ao longo da largura da placa inferior do T-joint, assim como os locais do T-joint onde se fazem sentir as tensões máximas e mínimas.

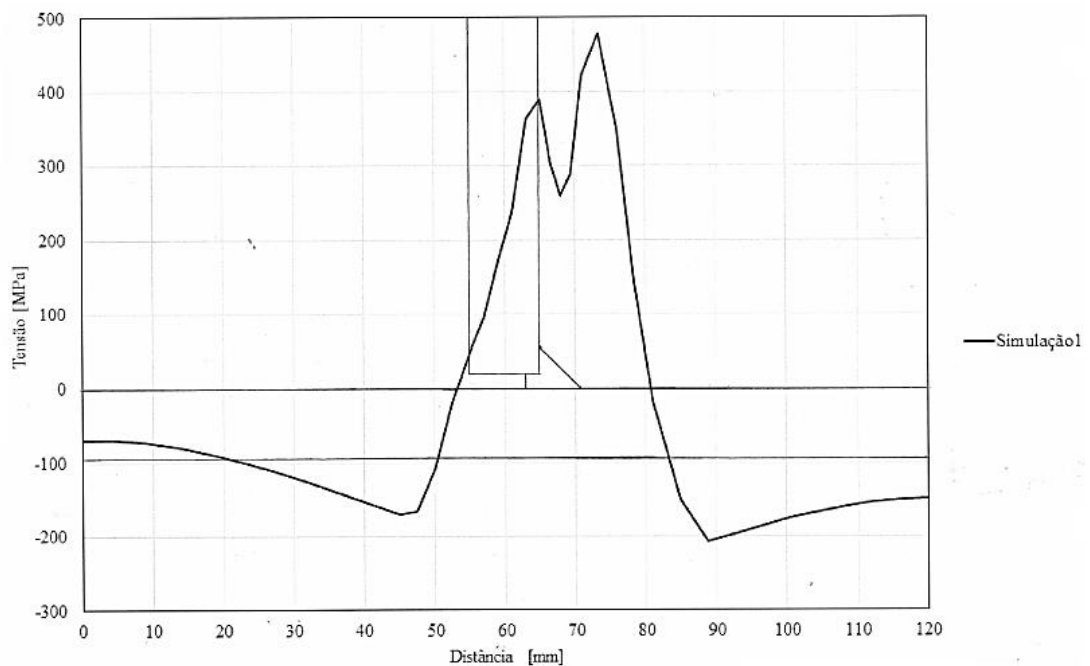


Figura 97. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para a simulação 1 e desenho 2D do T-joint.

Assim, e numa primeira fase foi decidido construir um gráfico onde fosse possível comparar as diferenças nos resultados (tensão  $\sigma_{xx}$  como referido) para um mesmo tipo de malha, com um mesmo “Set Element Size” mas com uma variação do número de elementos no comprimento do modelo. Assim foram construídos 9 gráficos (Figura 98 a Figura 106) onde se reúnem em cada um, 3 curvas da tensão  $\sigma_{xx}$ , representando a informação correspondente às características enunciadas e a cada uma das simulações em análise.

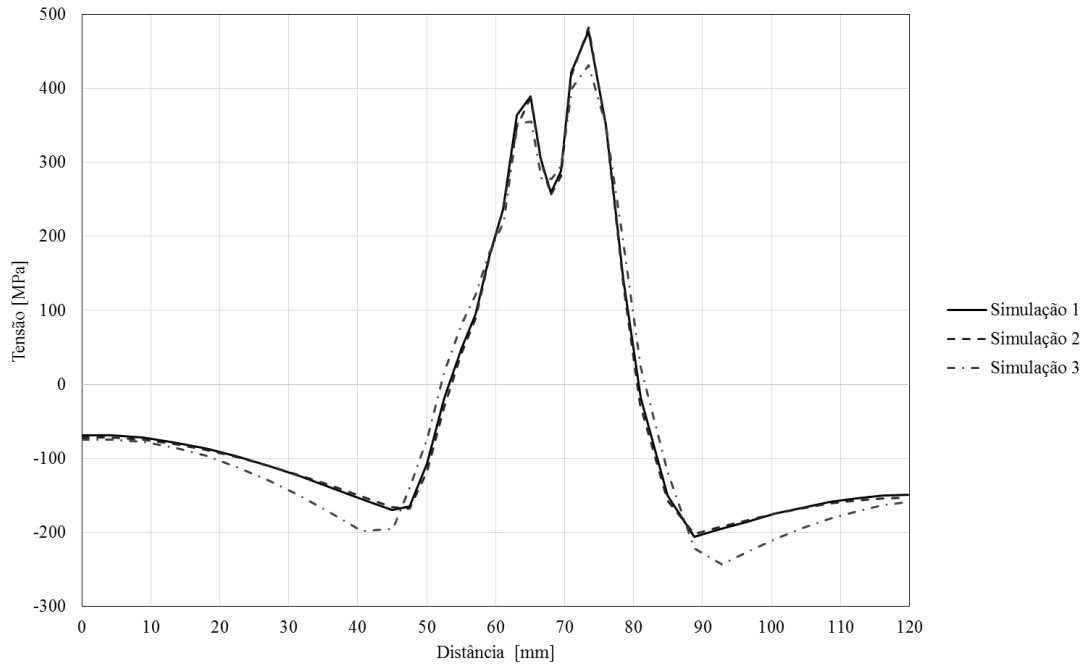


Figura 98. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 1, 2 e 3.

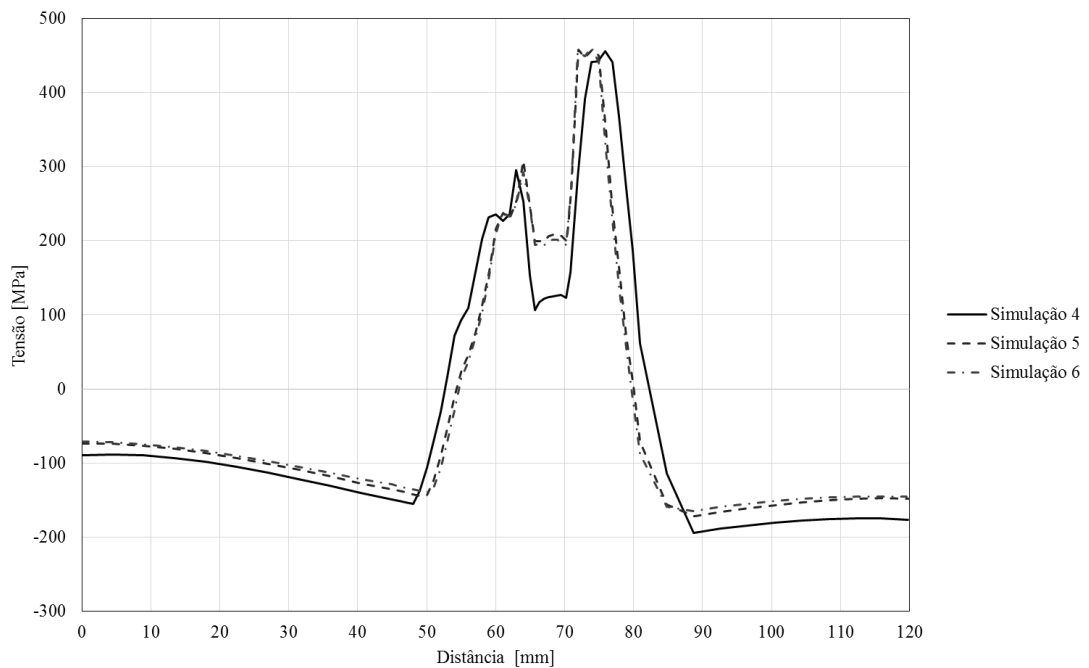


Figura 99. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 4, 5 e 6.

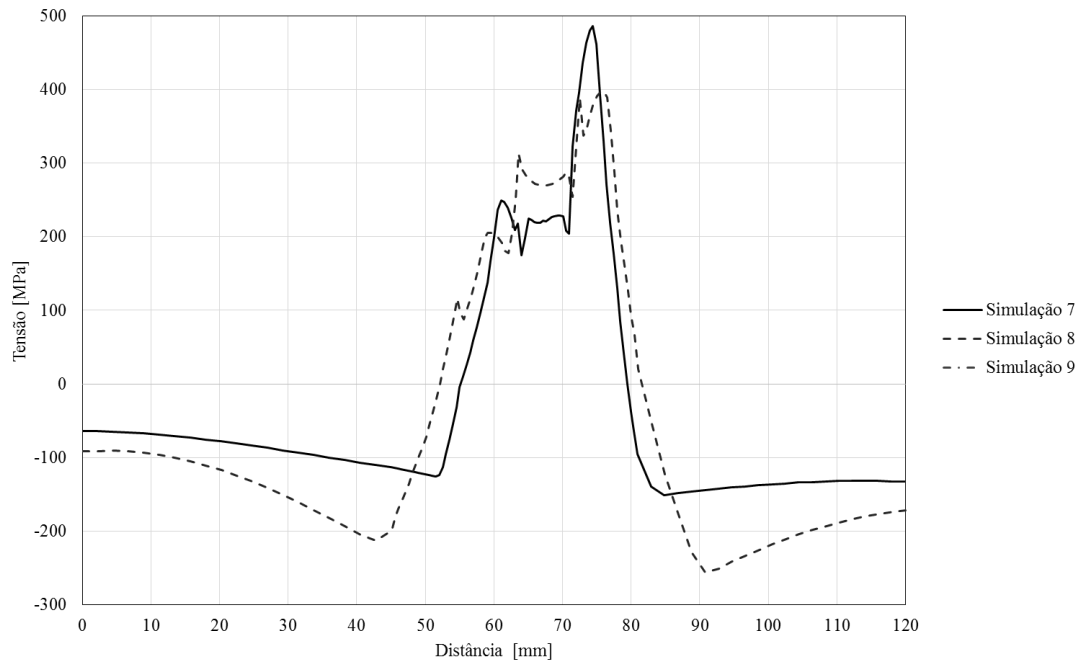


Figura 100. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 7, 8 e 9.

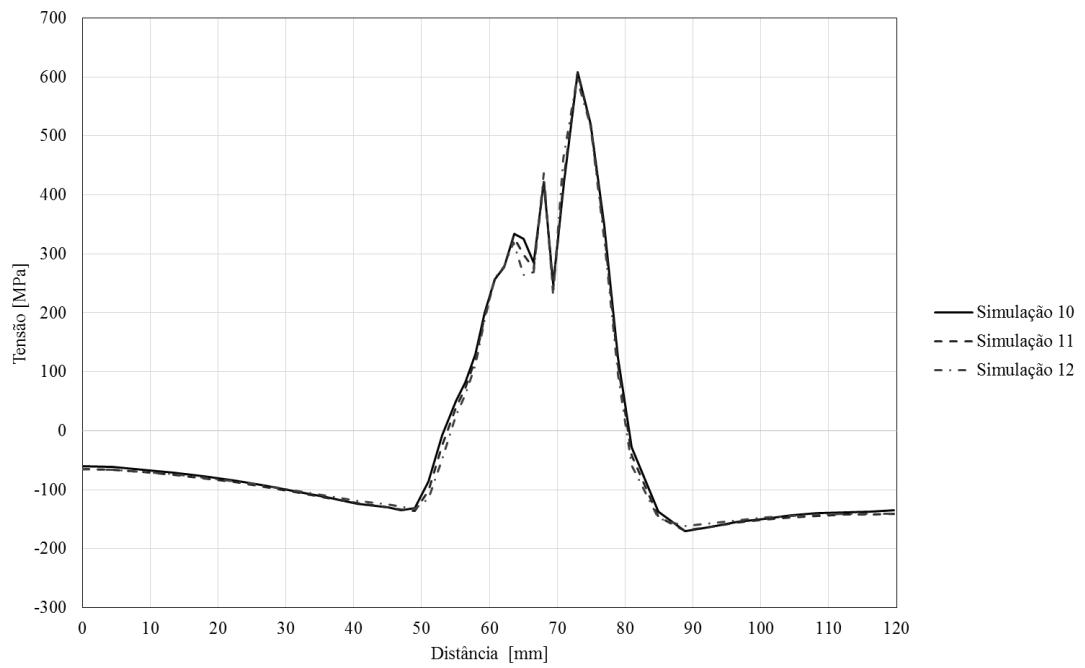


Figura 101. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 10, 11 e 12.

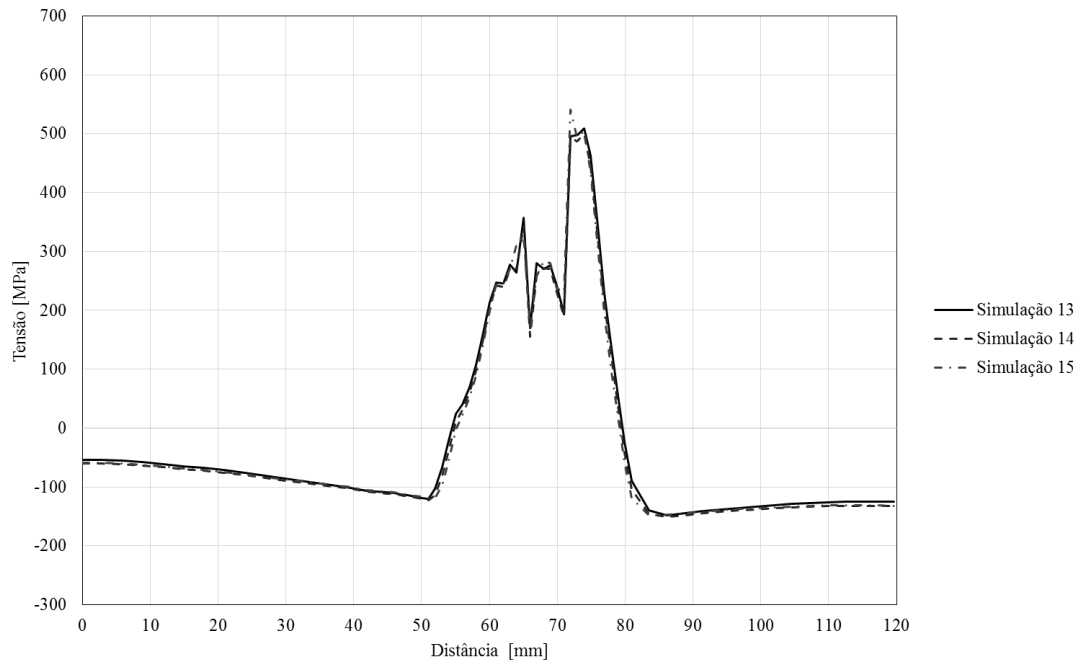


Figura 102. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 13, 14 e 15.

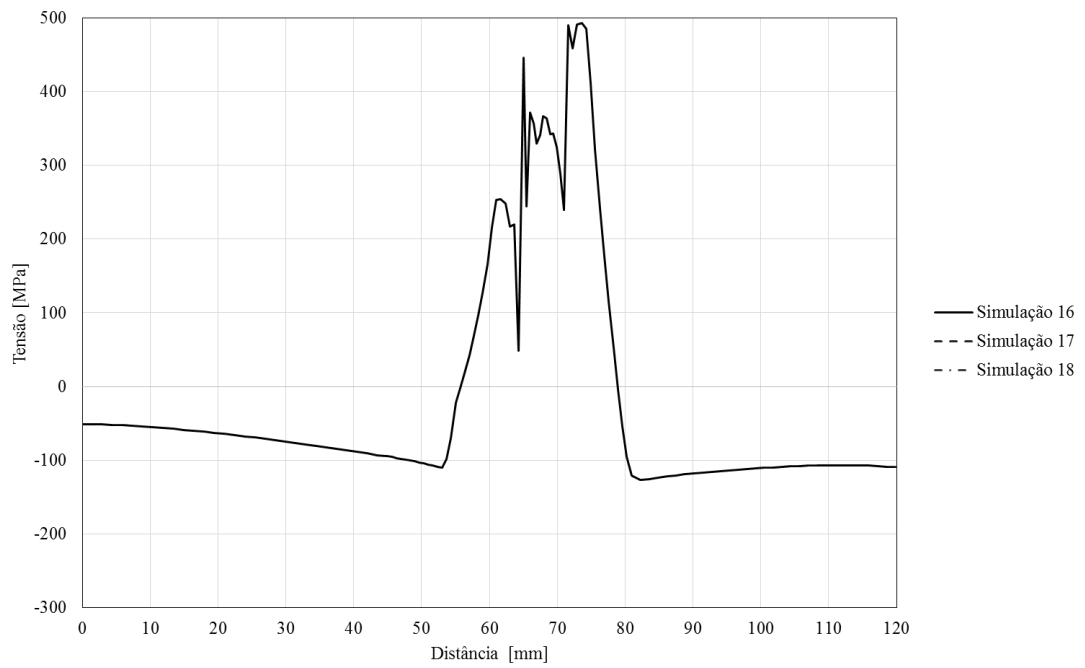


Figura 103. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 16, 17 e 18.

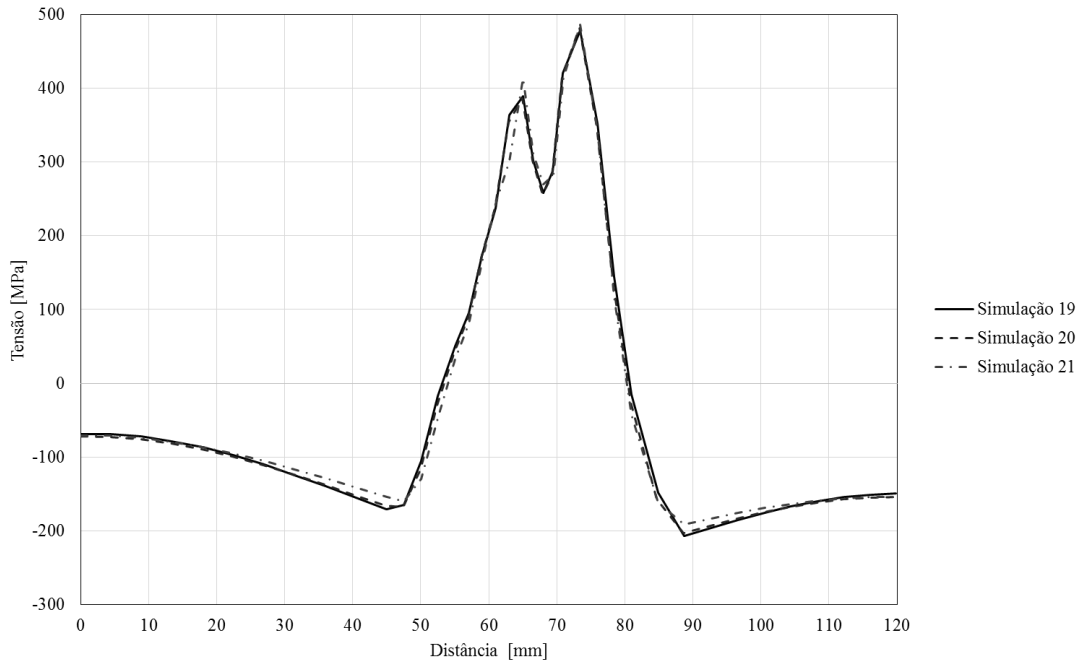


Figura 104. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 19, 20 e 21.

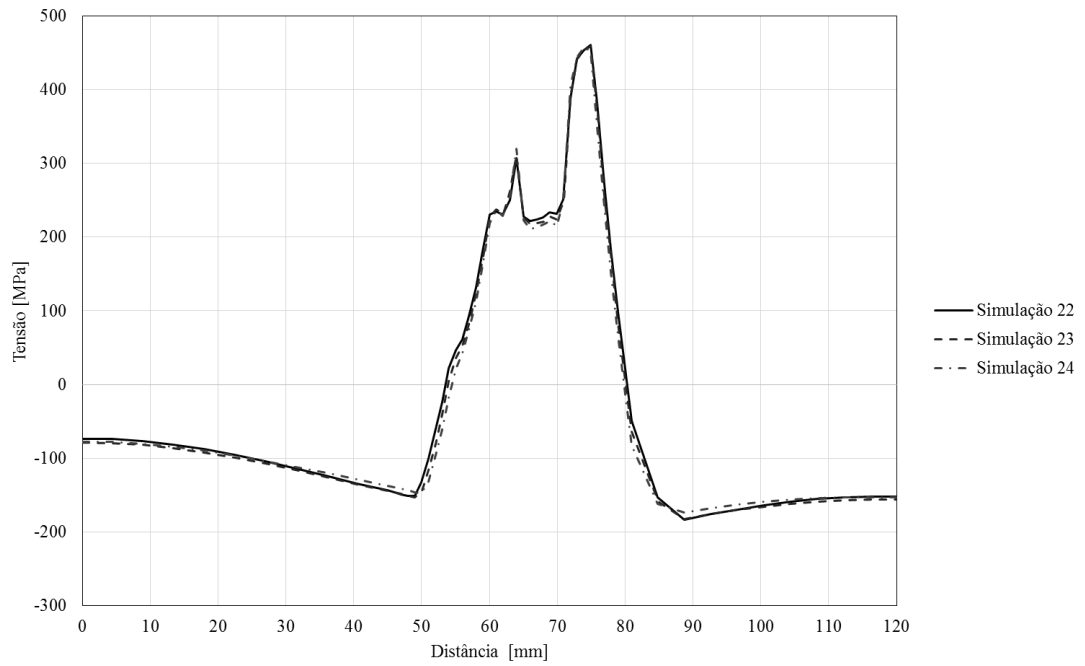


Figura 105. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 22, 23 e 24.

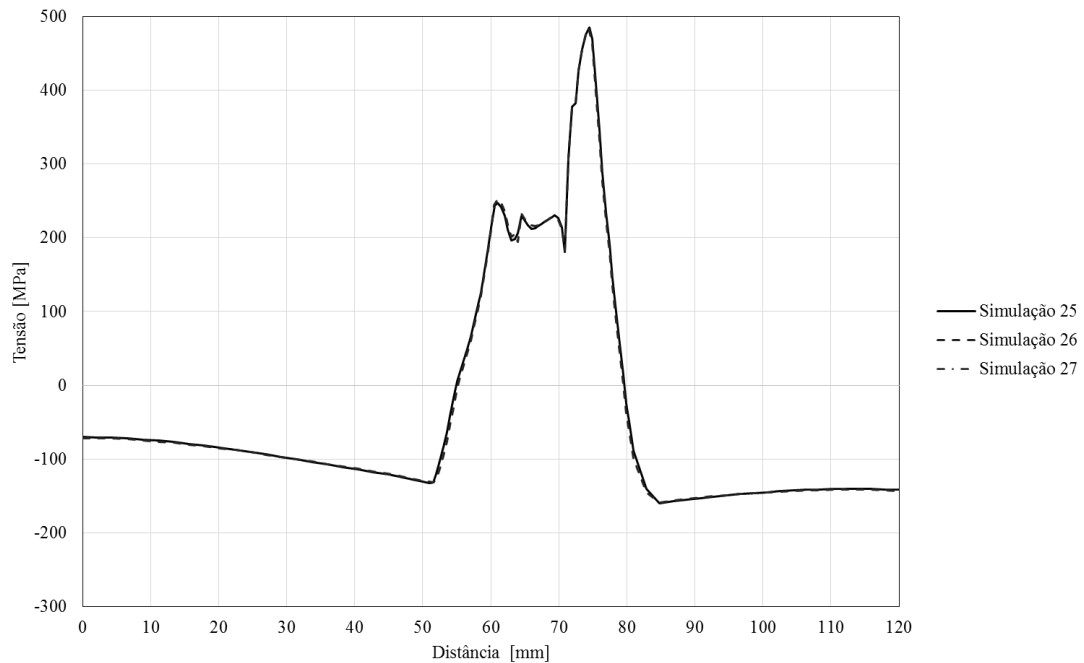


Figura 106. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 25, 26 e 27.

Através da análise destas figuras é então possível concluir alguns fatos. Primeiro é necessário referir que devido à falta de algumas simulações (simulação 9, 17, 18 e 27) em algumas das figuras (Figura 100, Figura 103 e Figura 106), não calculadas devido à falta de capacidade do computador como já explicado, estas não apresentam uma base de comparação tão robusta como as que apresentam as 3 curvas de resultados. A juntar a este fator temos ainda que algumas simulações (simulação 4, 7, 16 e 25, da Figura 99, Figura 100, Figura 103 e Figura 106) apresentam malhas com uma percentagem de violação da verificação dos parâmetros de qualidade de malha muito elevada, o que também conduz a erros de cálculo. Assim é importante ter em conta estes dois fatores aquando da interpretação dos resultados.

Posto isto e através da análise de todas as figuras, é então possível a conclusão de que um número diferente de divisões no comprimento do modelo, pode traduzir em valores de resultados diferentes. É no tipo de malha de elemento hexaédrico onde este fator se faz sentir com maior intensidade. Tanto no tipo de malha de elemento tetraédrico como hexa-tetra este fator, apesar de existente, não se faz notar tanto. Esta ocorrência deve ser tomada em consideração pois está relacionada com a geometria dos elementos usados e que pode levar a resultados de qualidade inferior. Outra conclusão que se pode retirar da análise de todas as figuras é que para malhas com pouca quantidade de elementos, as curvas de resultados apresentam poucos detalhes e com valores de picos abruptos, enquanto para malhas com grande quantidade de elementos já é possível ver curvas com maior número de detalhes e com transições mais suaves.

Analisando agora as figuras mais detalhadamente, no tipo de malha de elemento hexaédrico (Figura 98, Figura 99 e Figura 100) é importante referir que tanto a simulação 4 como a simulação 8 apresentam resultados anormais quando comparados com os resultados das restantes simulações. Este facto pode ser explicado pelos motivos já referidos no início do capítulo 3, que dizem respeito à geometria do elemento e à qualidade de malha. É ainda necessário realçar o facto de que à medida que se aumenta o número de elementos através da diminuição do “Set Element Size”, isto é, à medida que fazemos a transição entre as figuras, as



curvas vão apresentando ligeiras modificações de tensão  $\sigma_{xx}$ , com picos máximos, mínimos e intermédios de valor ligeiramente diferente entre elas.

Quanto ao tipo de malha de elemento tetraédrico (Figura 101, Figura 102 e Figura 103), não existem grandes diferenças quando se faz uma comparação entre as várias simulações. A ocorrência mais frequente neste tipo de malha é a existência de uma grande diferença de valores quando comparados com os valores dos outros dois tipos de malha. Desta ocorrência, temos a realçar os valores de tensão  $\sigma_{xx}$  máxima muito elevados nas simulações da Figura 101 e que vão decrescendo com o aumento do número de elementos acabando por tomar valores semelhantes aos dos outros tipos de malha na simulação 16. Ainda a realçar a existência de picos abruptos nesta mesma simulação 16, os quais não apresentam coerência no que diz respeito à análise deste tipo de tensões e geometria do modelo em questão. Ambas as ocorrências descritas podem ser explicadas através do uso da documentação já referida no início do capítulo 3, referente aos pontos de integração de elementos com funções de forma lineares: quando se tem um elemento com 6 nós (elemento formado através de uma malha de elemento tetraédrico), este apenas possui 2 pontos de Gauss (pontos de integração), enquanto que, quando se tem um elemento com 8 nós (elemento formado através do uso de uma malha de elemento hexaédrico), este possui 8 pontos de Gauss. Devido a este baixo número de pontos de integração os resultados têm tendência a apresentar irregularidades e daí ser aconselhável evitar o uso deste tipo elementos (tipo de malha de elemento tetraédrico).

No tipo de malha de elemento hexa-tetra, é importante referir que estas apresentam resultados muito satisfatórios tal como seria de esperar, visto ser o tipo de malha mais aconselhado. Isto deve-se ao facto deste tipo de malha utilizar ambos os tipos de malha descritos em cima, utilizando cada um deles como melhor convém. Apesar de anteriormente se ter referido os problemas associados ao tipo de malha de elemento tetraédrico e se ter aconselhado à não utilização deste, existem casos de geometrias em que este tipo de malha traduz em elementos mais uniformes (como é o caso do cordão de soldadura do modelo T-joint que tem uma geometria triangular) do que o tipo de malha de elemento hexaédrico. Desta forma ao se usar o tipo de malha de elemento hexa-tetra, o software vai criar uma malha o mais uniforme e homogénea possível através da utilização de ambos os tipos de malha. Daí que os resultados obtidos apenas apresentam ligeiras variações entre simulações para um mesmo “Set Element Size”. Por outro lado e tal como os restantes tipos de malha, também neste tipo, as curvas das várias simulações das várias figuras vão apresentando ligeiras modificações de tensão  $\sigma_{xx}$ , com picos máximos, mínimos e intermédios de valor ligeiramente diferente entre elas.

As figuras seguintes (Figura 107 a Figura 115), representam uma comparação entre as várias simulações para um mesmo tipo de malha, mesmo número de elementos no comprimento do modelo, mas com uma variação do “Set Element Size”.

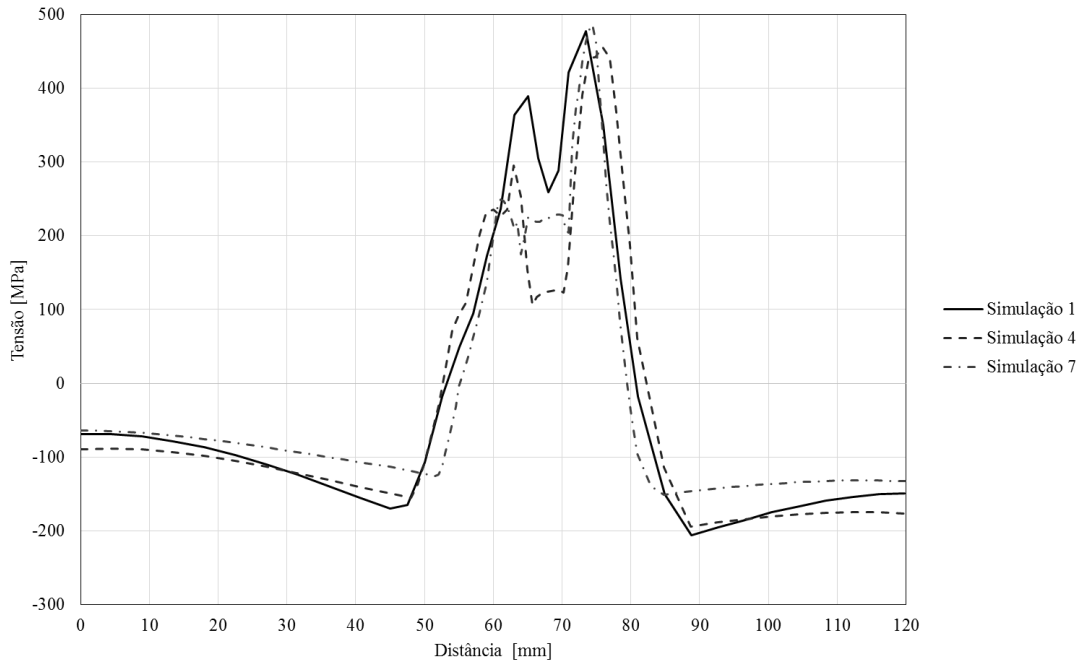


Figura 107. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 1, 4 e 7.

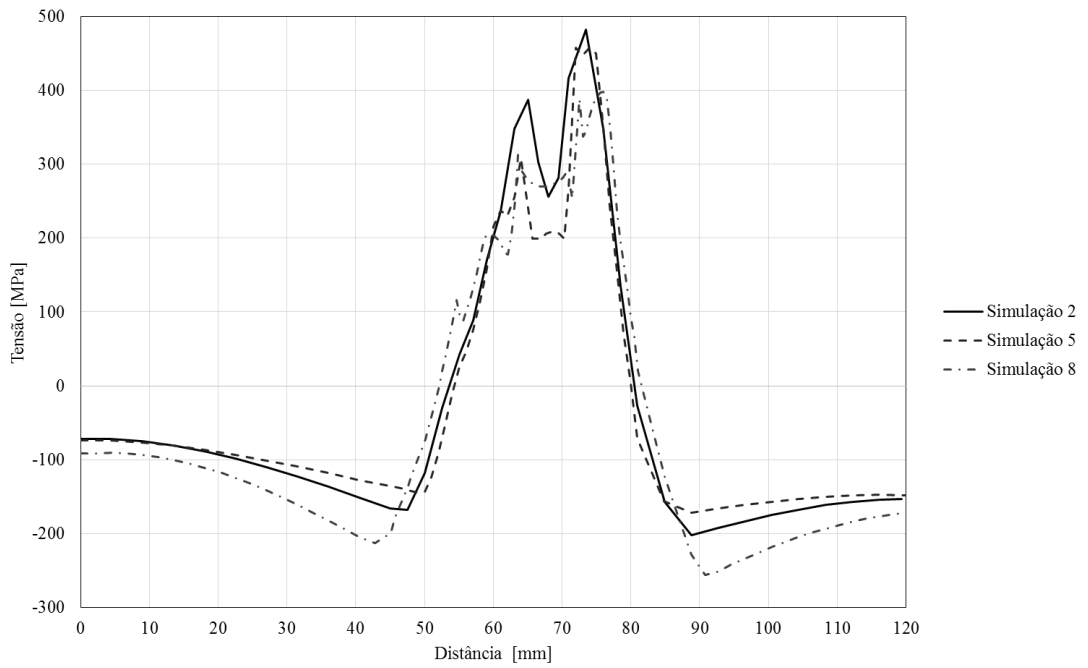


Figura 108. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 2, 5 e 8.

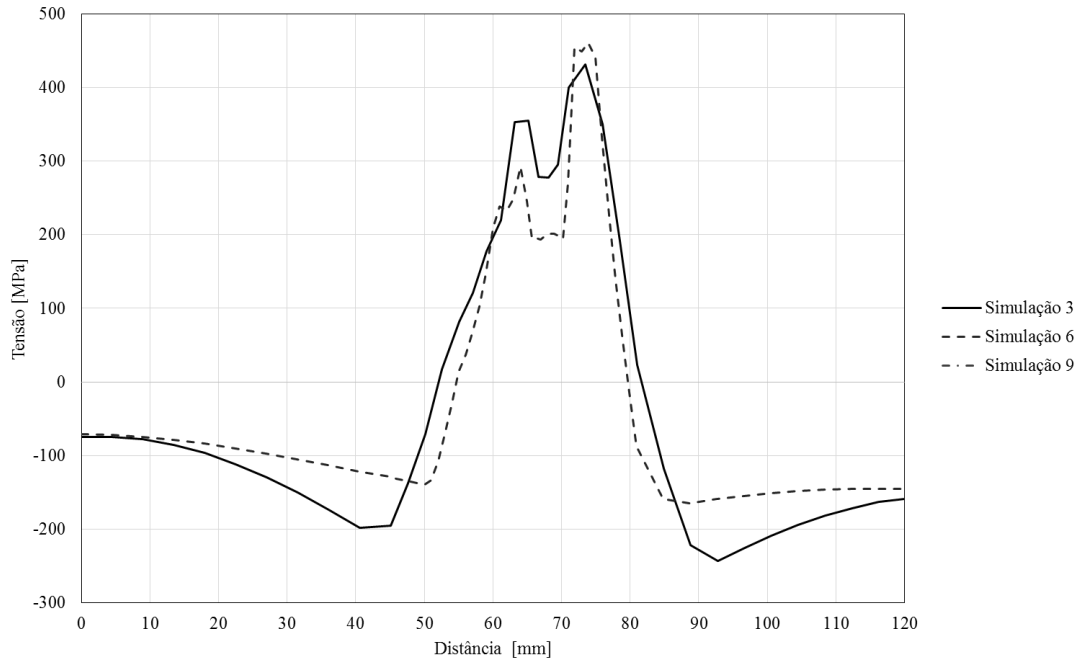


Figura 109. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 3, 6 e 9.

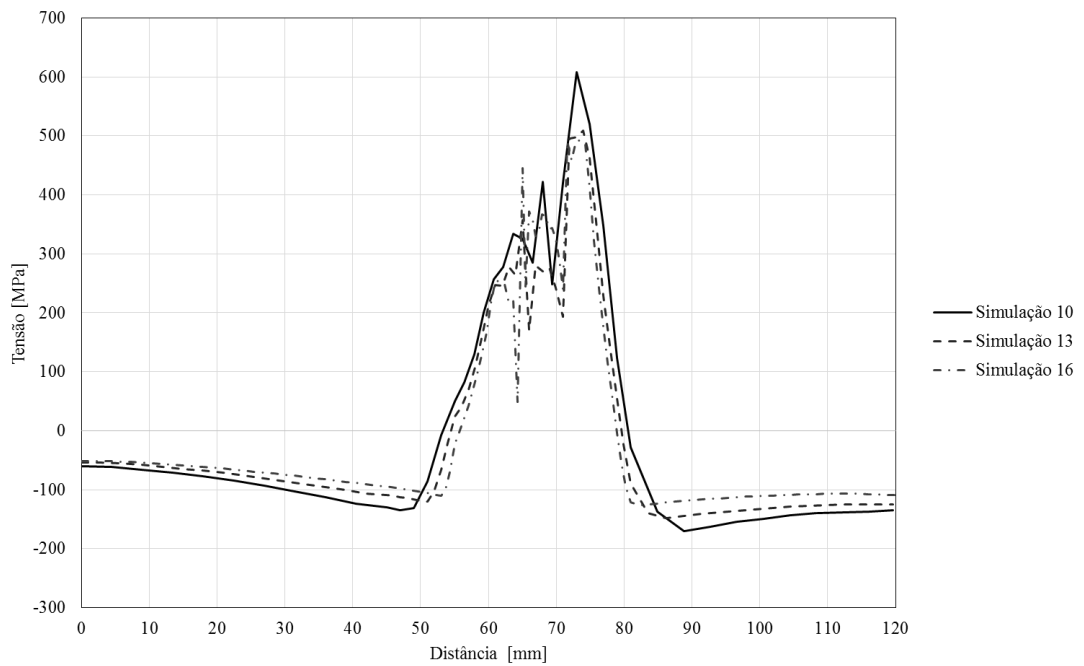


Figura 110. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 10, 13 e 16.

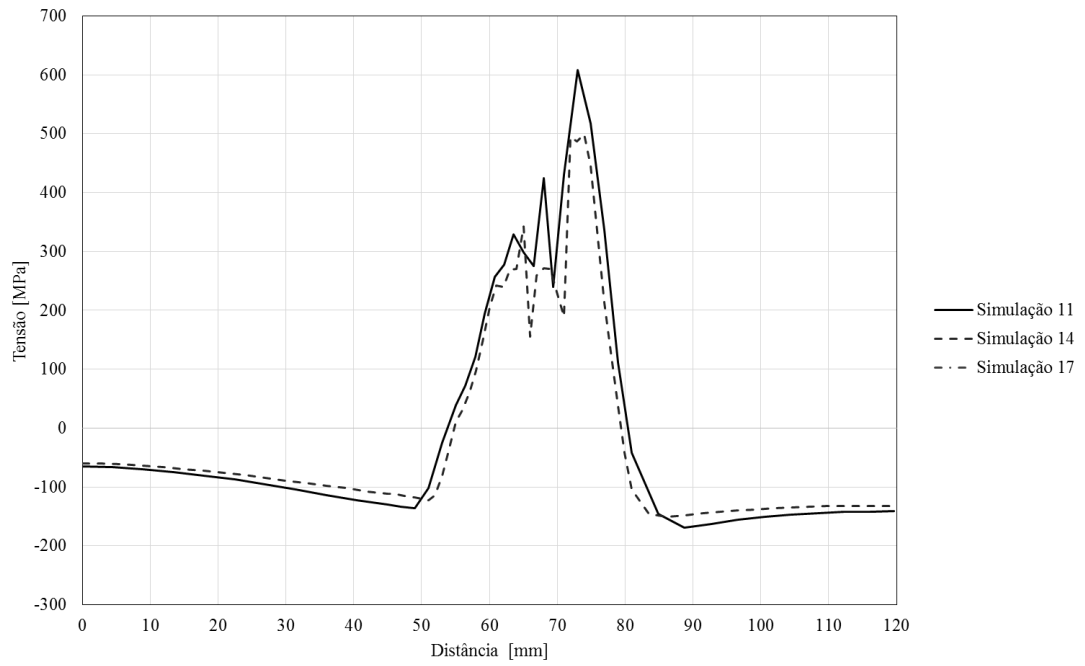


Figura 111. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 11, 14 e 17.

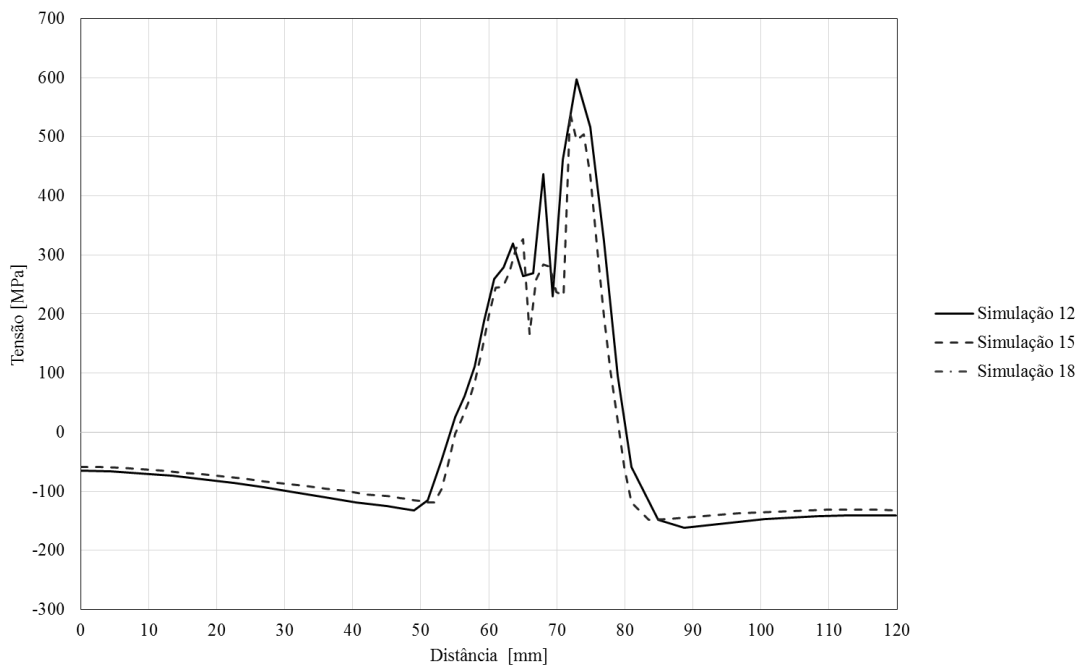


Figura 112. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 12, 15 e 18.

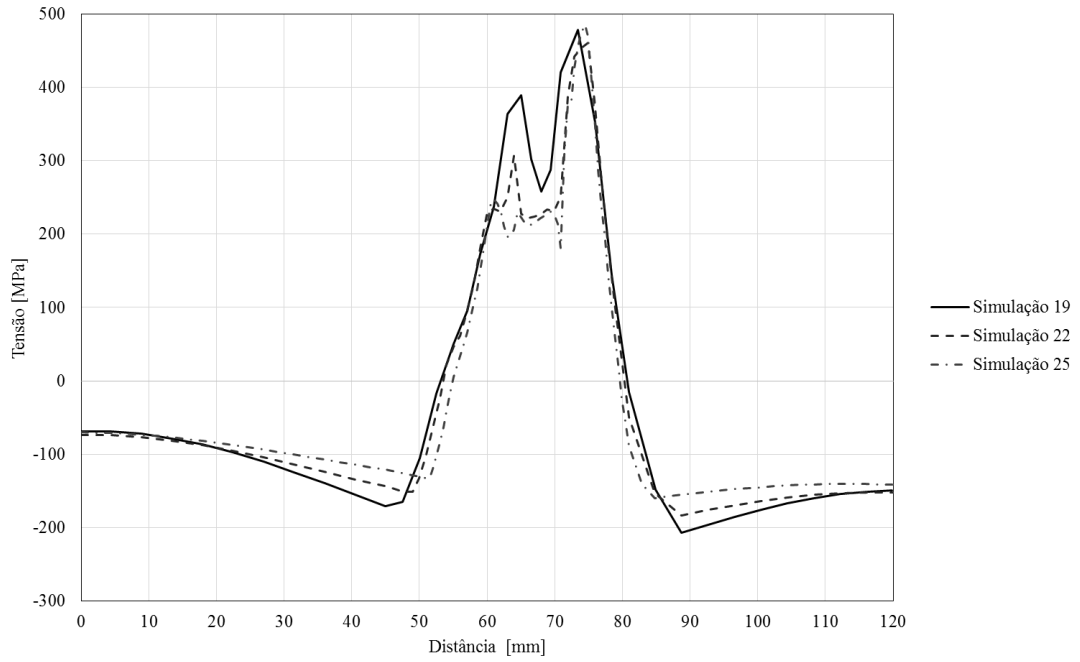


Figura 113. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 19, 22 e 25.

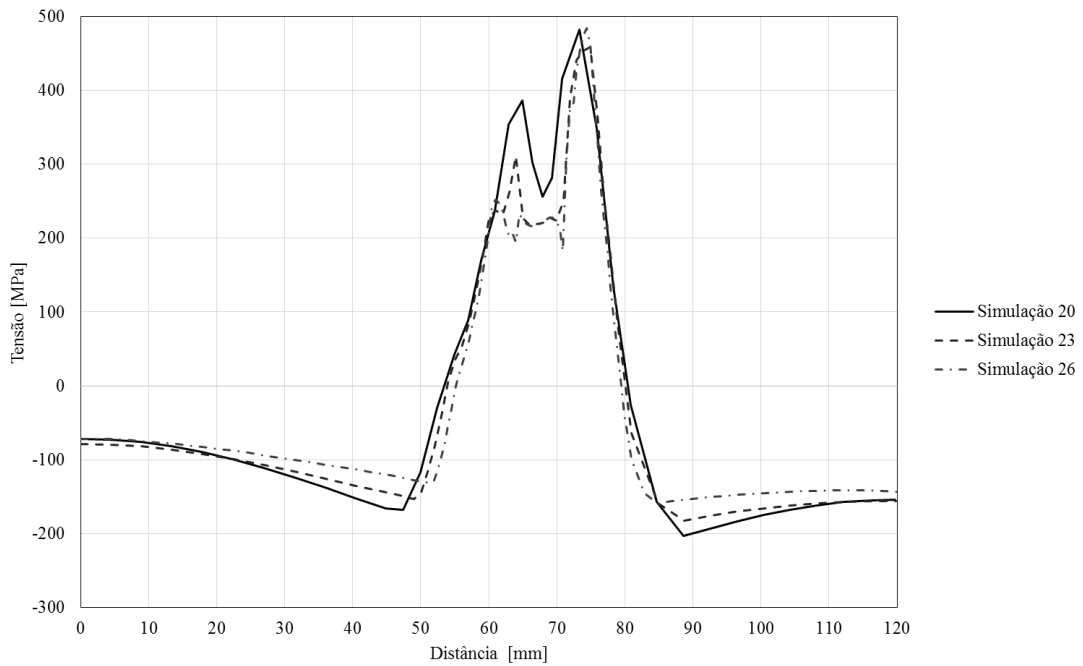


Figura 114. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 20, 23 e 26.

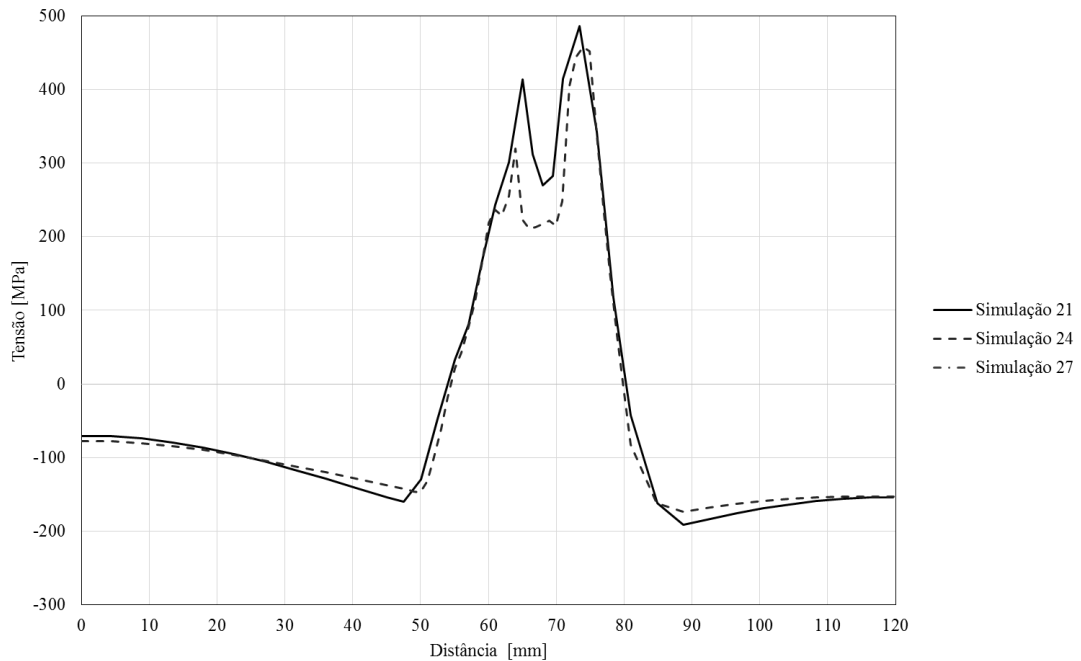


Figura 115. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 21, 24 e 27.

As curvas destas simulações mostram os mesmos resultados da tensão  $\sigma_{xx}$  que as analisadas anteriormente, sendo que o importante desta nova comparação é ver a grande diferença existente nos resultados quando se faz variar o “Set Element Size”. Novamente o tipo de malha de elemento hexaédrico é o tipo de malha que apresenta maior variação entre simulações, seguido do tipo de malha de elemento tetraédrico onde se pode ver, na Figura 110, de uma forma mais clarificada o problema referido anteriormente sobre os picos abruptos existentes nos resultados deste tipo de malha.

É ainda importante referir que para um mesmo tipo de malha, é para o maior número de elementos no comprimento do modelo (sendo esse valor 200 o qual é o maior valor utilizado na análise), que as curvas apresentam maior semelhança entre as várias simulações.

Por fim, as figuras restantes (Figura 116 a Figura 123) apresentam uma comparação entre as várias simulações para um mesmo número de elementos no comprimento do modelo e variação do “Set Element Size”, mas com tipos de malha diferentes.

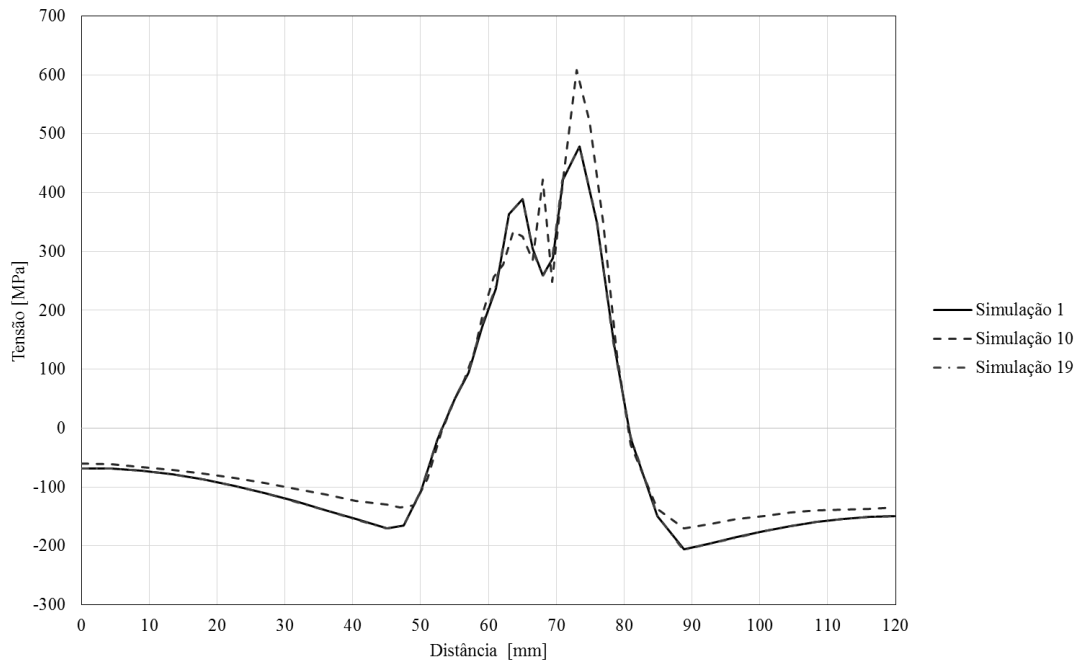


Figura 116. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 1, 10 e 19.

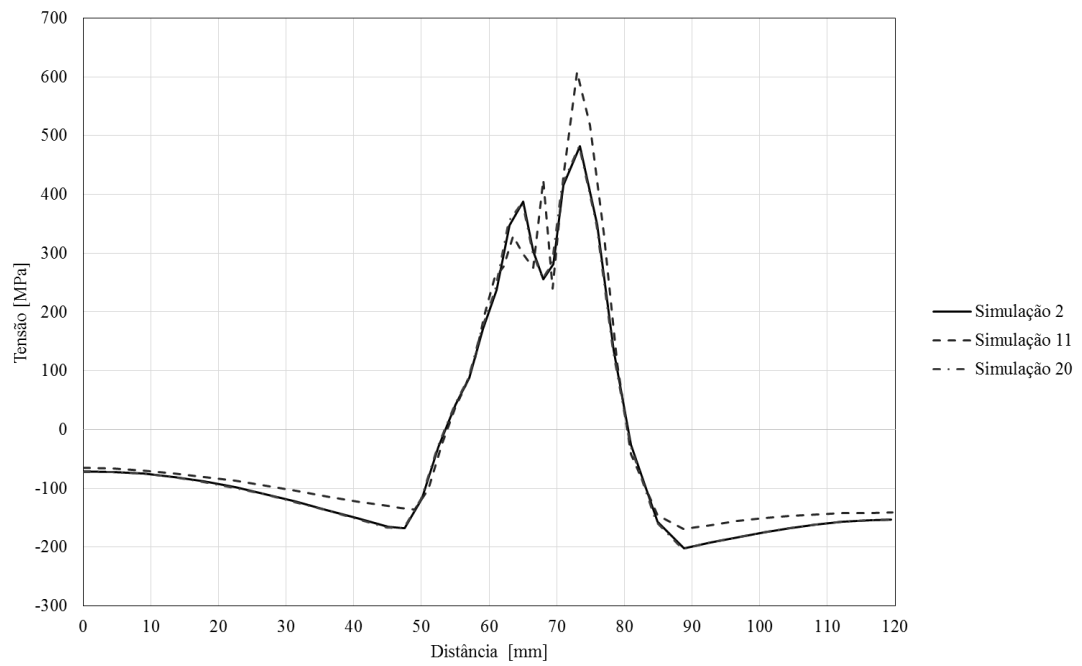


Figura 117. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 2, 11 e 20.

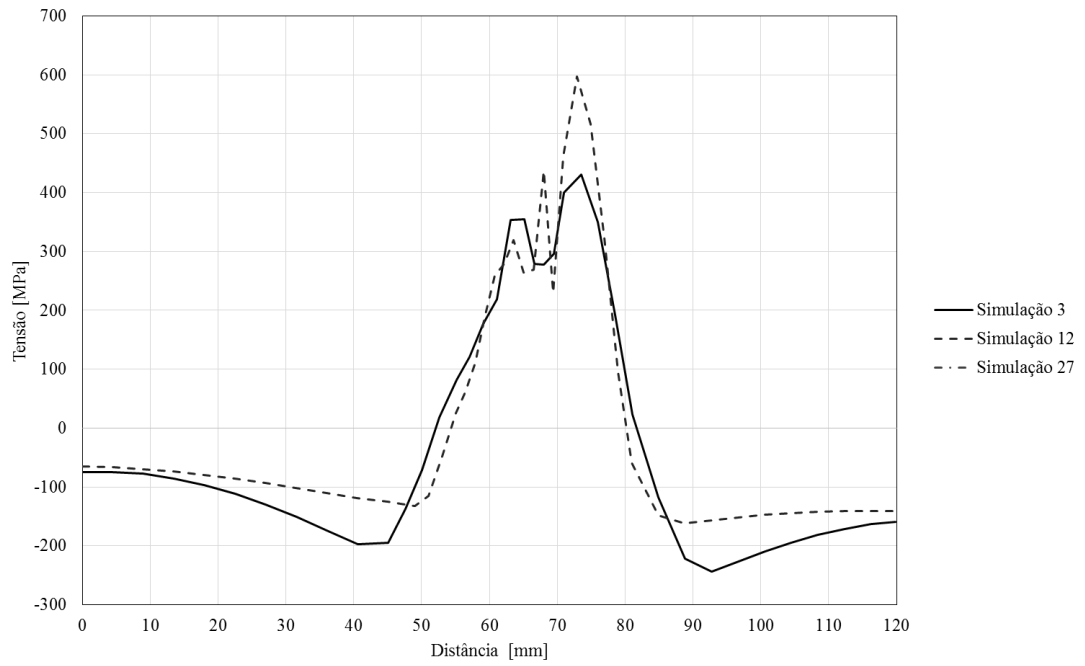


Figura 118. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 3, 12 e 27.

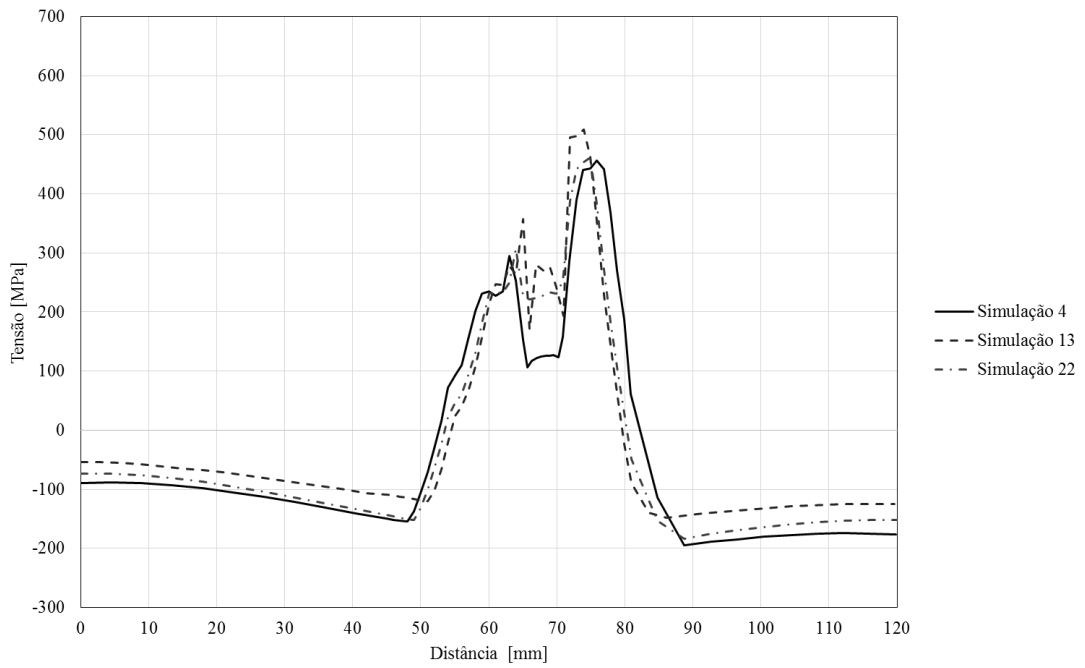


Figura 119. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 4, 13 e 22.



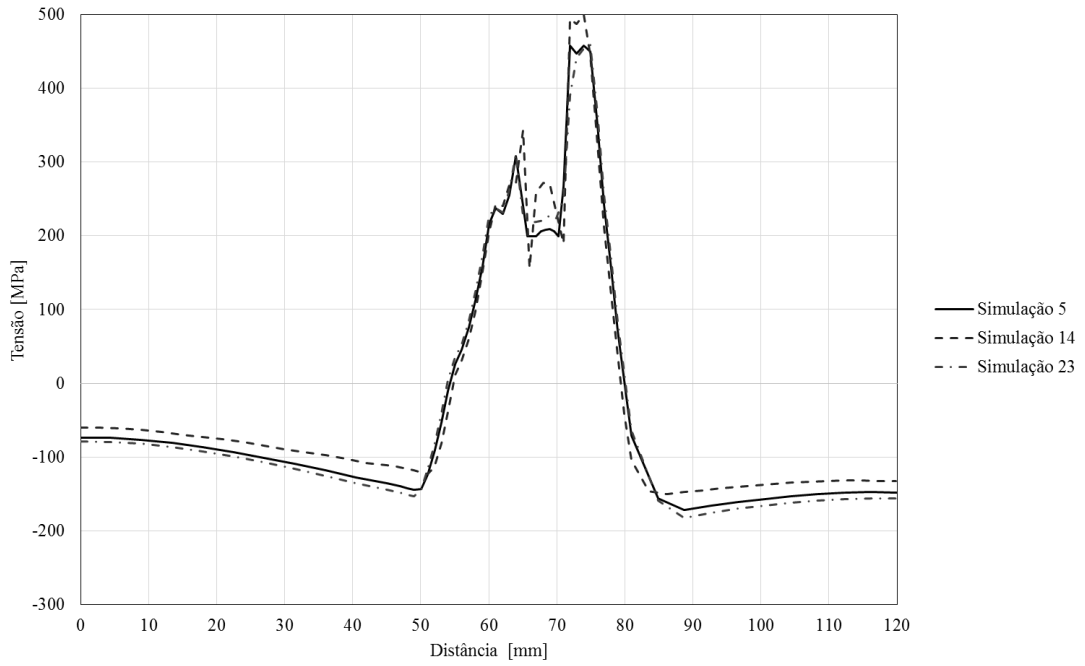


Figura 120. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 5, 14 e 23.

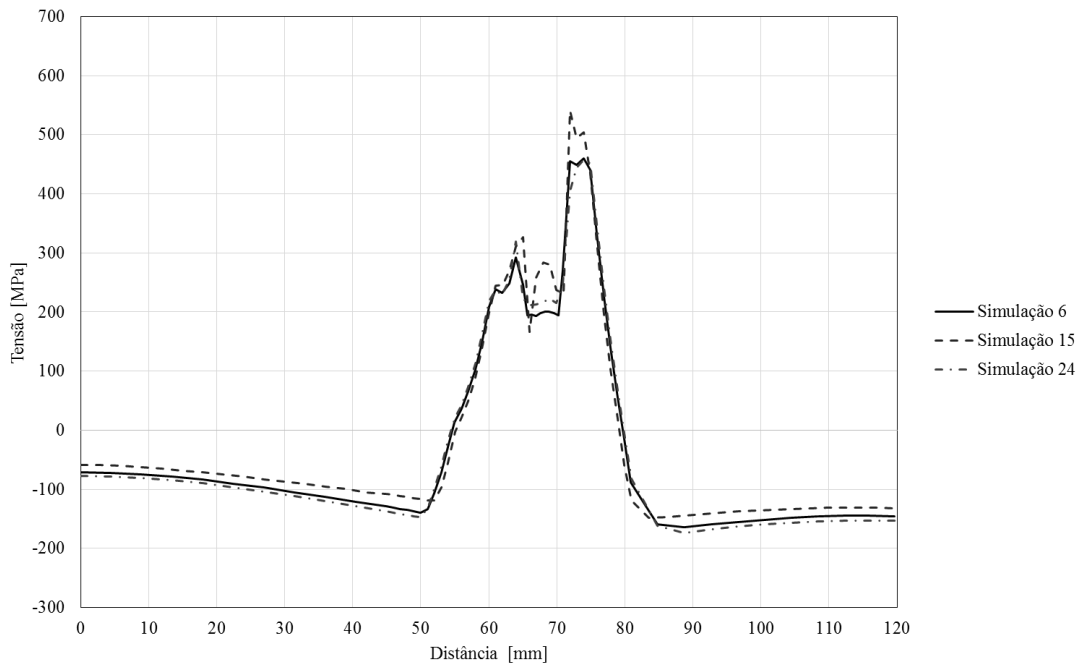


Figura 121. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 6, 15 e 24.

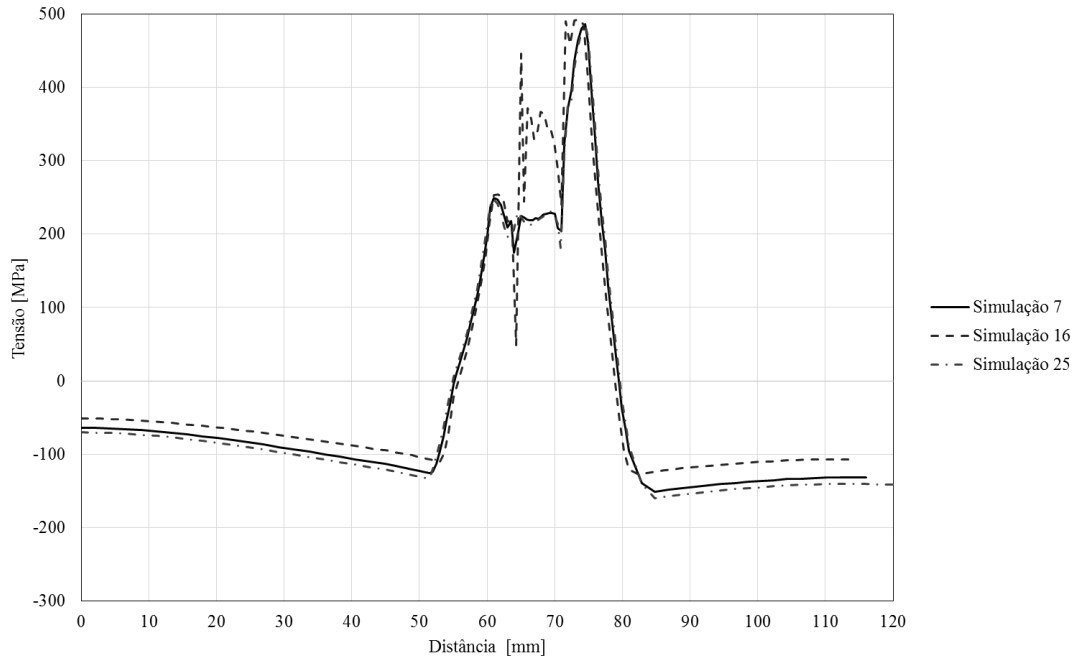


Figura 122. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 7, 16 e 25.

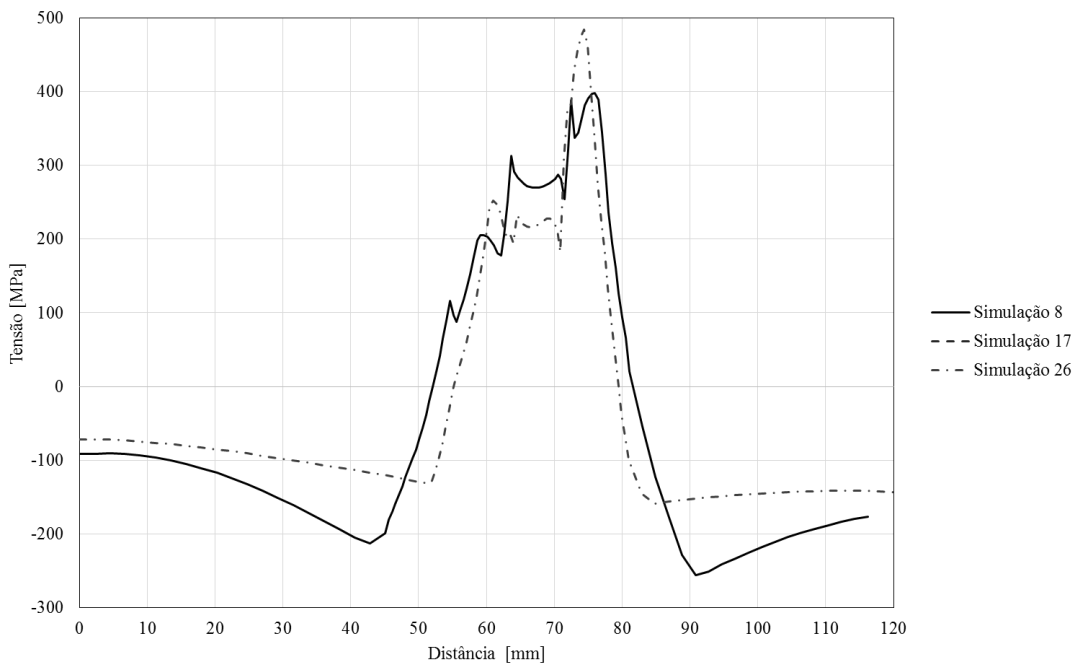


Figura 123. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 8, 17 e 26.

Estas figuras apresentam novamente as curvas com os mesmos resultados, com a diferença de nestas serem comparadas as simulações quando existe variação do tipo de malha. Assim é possível ver através da análise dessas figuras que os resultados das curvas das simulações do tipo de malha de elemento hexaédrico e hexa-tetra são muito semelhantes, apresentando apenas uma diferença considerável entre as simulações 8 e 26 (Figura 123), sendo que os valores da simulação 26 aparentam estar corretos pois apresentam valores semelhantes às restantes simulações das restantes figuras (ou seja, a figura 8 apresenta erro nos resultados).

Quanto ao tipo de malha de elemento tetraédrico, este apresenta diferenças muito grandes quando comparado com os restantes tipos. Essas diferenças são um pouco atenuadas nas simulações da Figura 120 e Figura 121, e é esta última figura que apresenta uma maior semelhança entre os resultados dos vários tipos de malha.

Após a realização desta análise relativa às variações dos resultados da malha na representação 2D do modelo, decidiu-se analisar a variação dos resultados da mesma tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo. Assim decidiu-se retirar as curvas de tensão  $\sigma_{xx}$  para o caso da malha de elemento hexa-tetra a qual apresenta uma menor variação entre resultados das várias simulações. Essas curvas foram retiradas da linha representada a amarelo na Figura 124 e a qual se encontra no ponto  $y=15$  mm e na superfície superior ( $z=10$  mm) da placa inferior, estendendo-se ao longo de todo o comprimento desta. Foi escolhida esta linha pois atravessa os pontos de maior valor da tensão  $\sigma_{xx}$  da representação 2D do modelo, a qual foi referida nos resultados anteriores.

SOLDADURA

1 / 0.000000

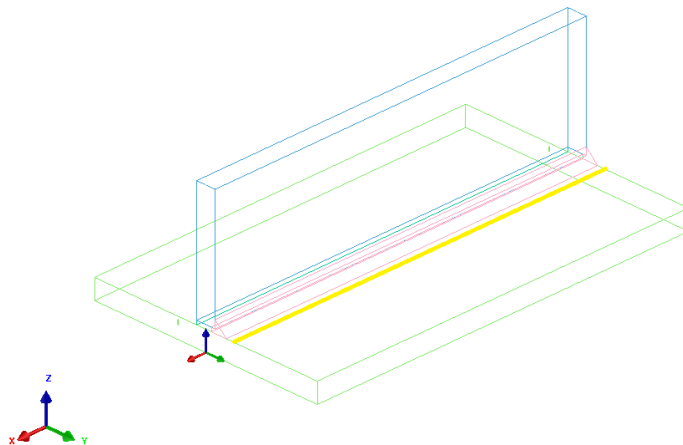


Figura 124. Representação da linha de curva de medição da tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo.

De seguida são apresentados os resultados dessa curva de tensão  $\sigma_{xx}$ . Da Figura 125 à Figura 127 estão apresentados os resultados para as simulações com um mesmo “Set Element Size” mas com uma variação do número de elementos no comprimento do modelo. Já da Figura 128 à Figura 130 estão apresentados os resultados para as simulações com um mesmo número de elementos no comprimento do modelo mas com uma variação do “Set Element Size”.

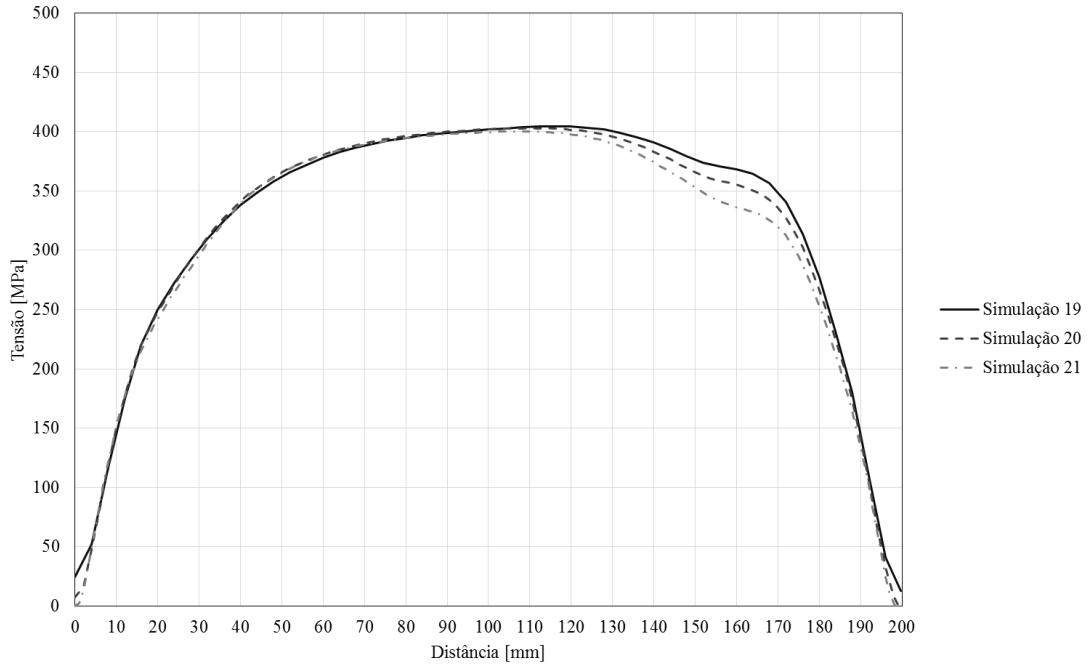


Figura 125. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para as simulações 19, 20 e 21.

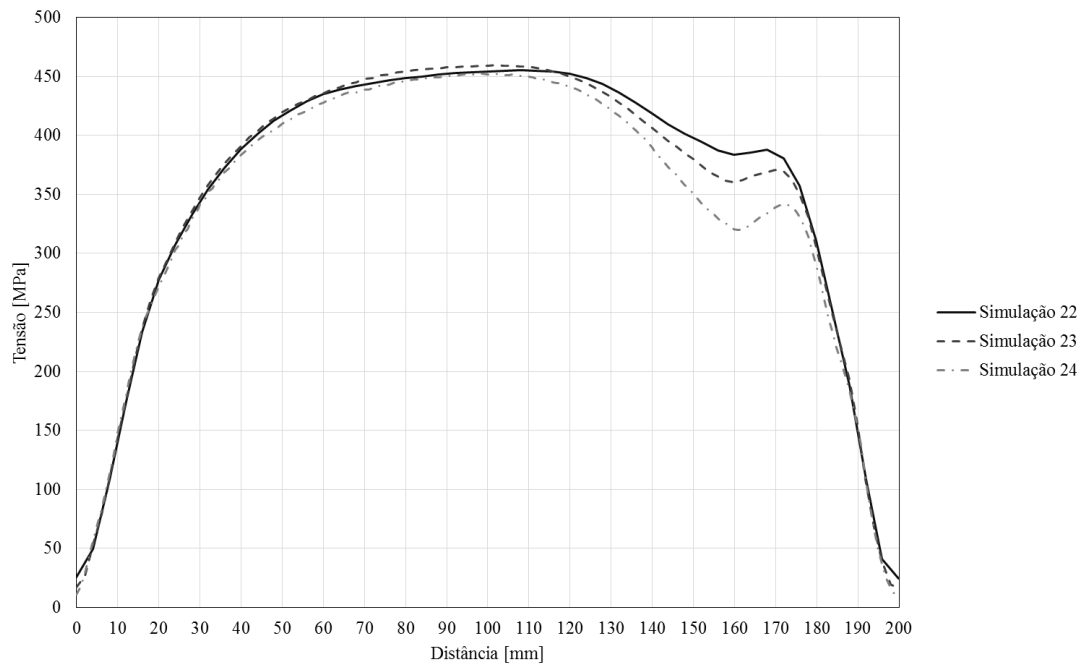


Figura 126. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para as simulações 22, 23 e 24.

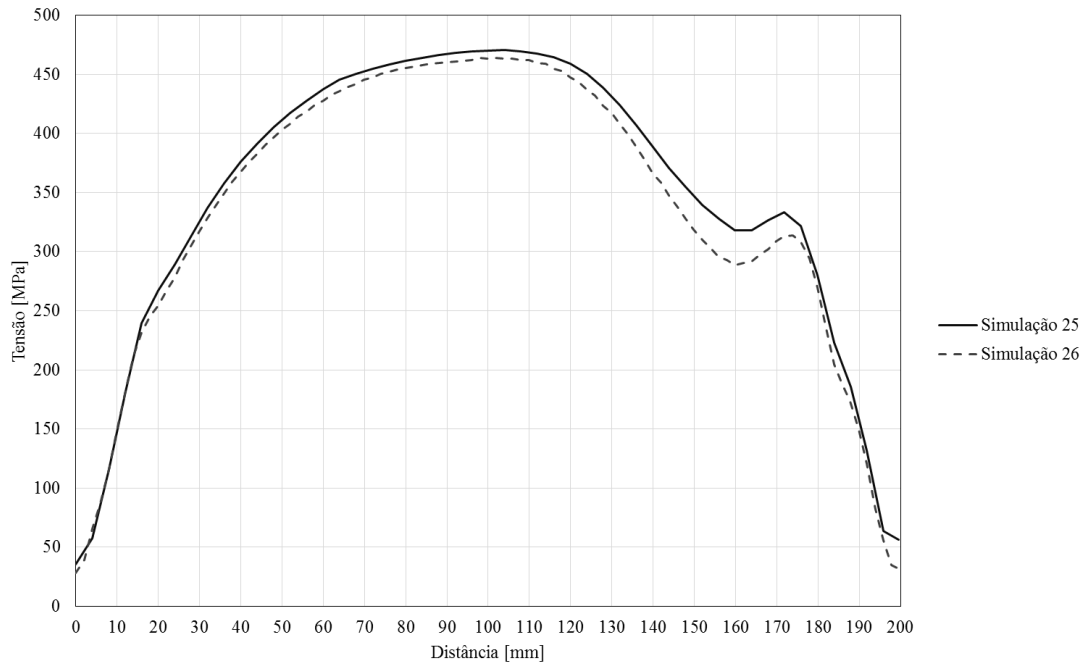


Figura 127. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para as simulações 25 e 26.

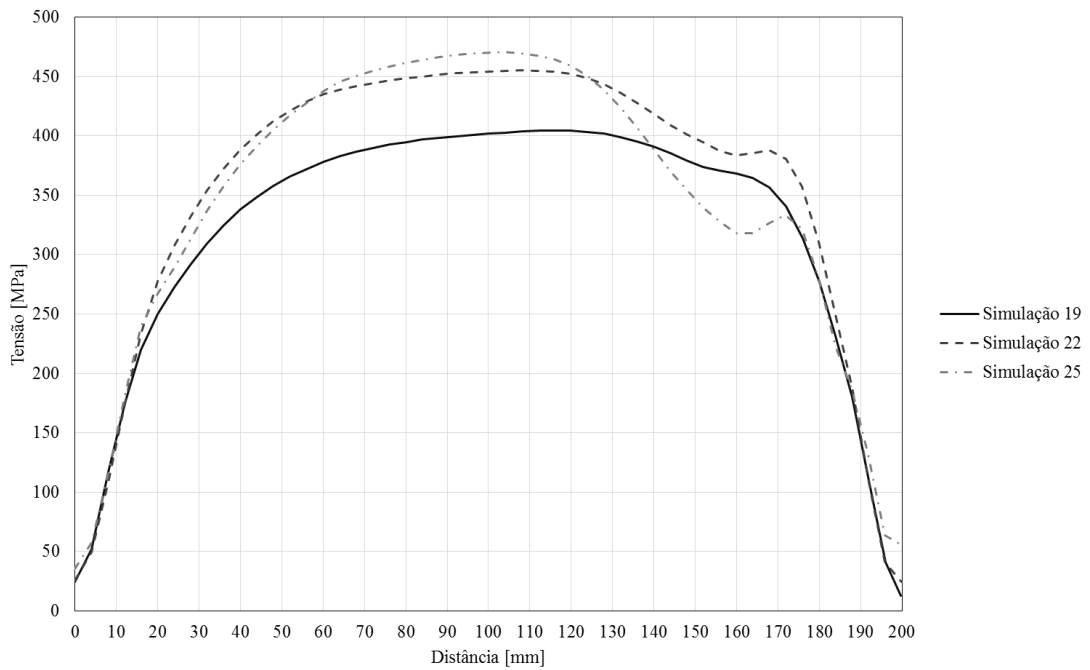


Figura 128. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para as simulações 19, 22 e 25.

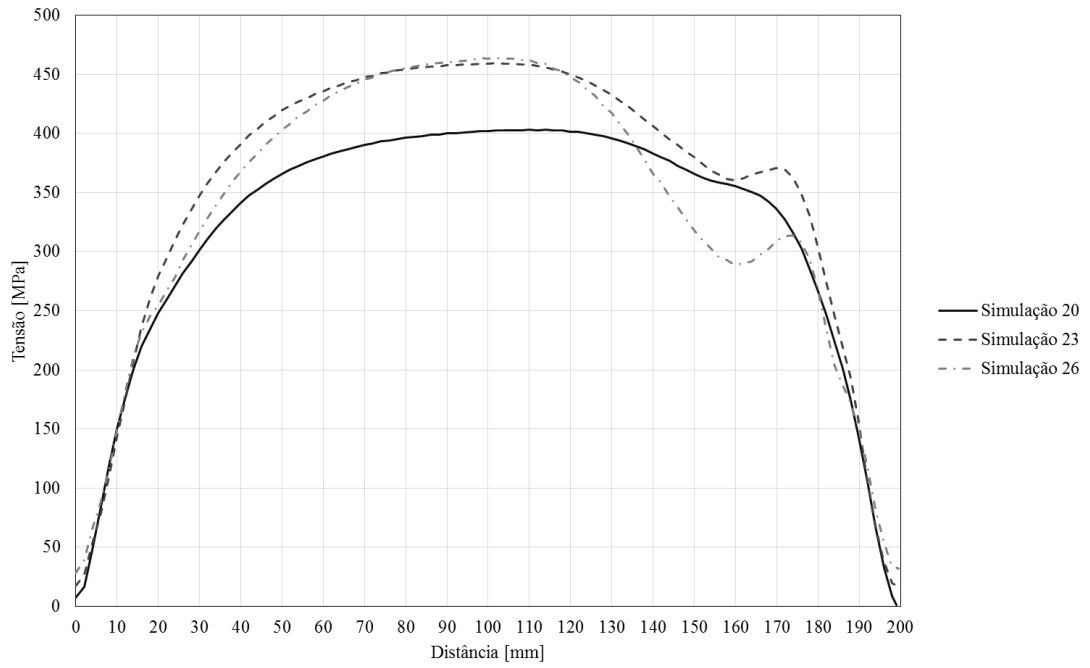


Figura 129. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para as simulações 20, 23 e 26.

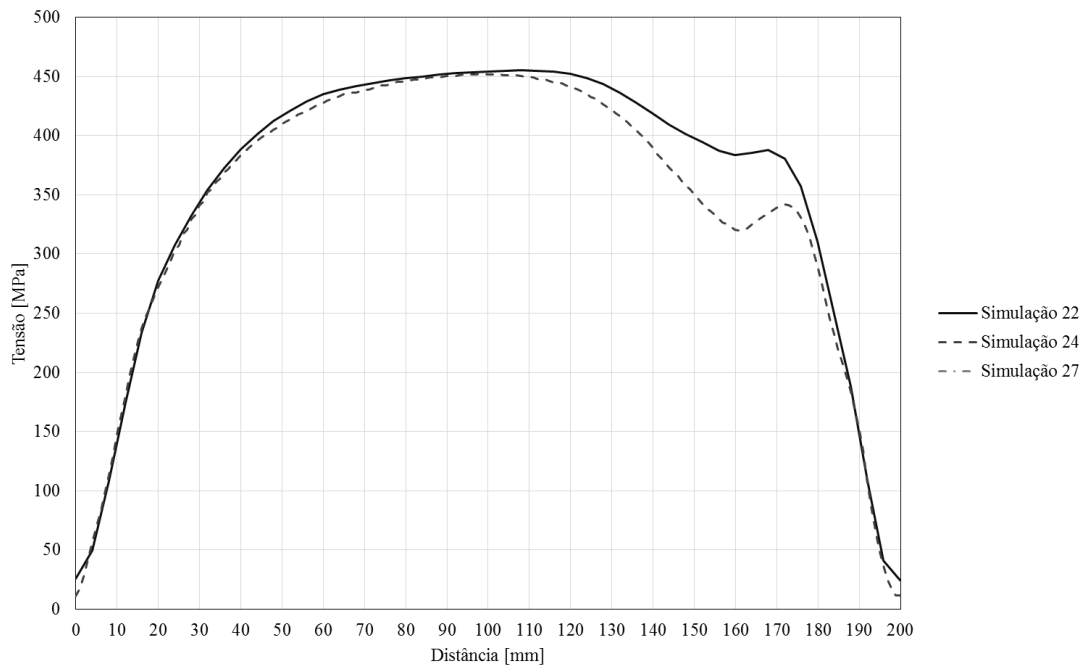


Figura 130. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para as simulações 22, 24 e 27.

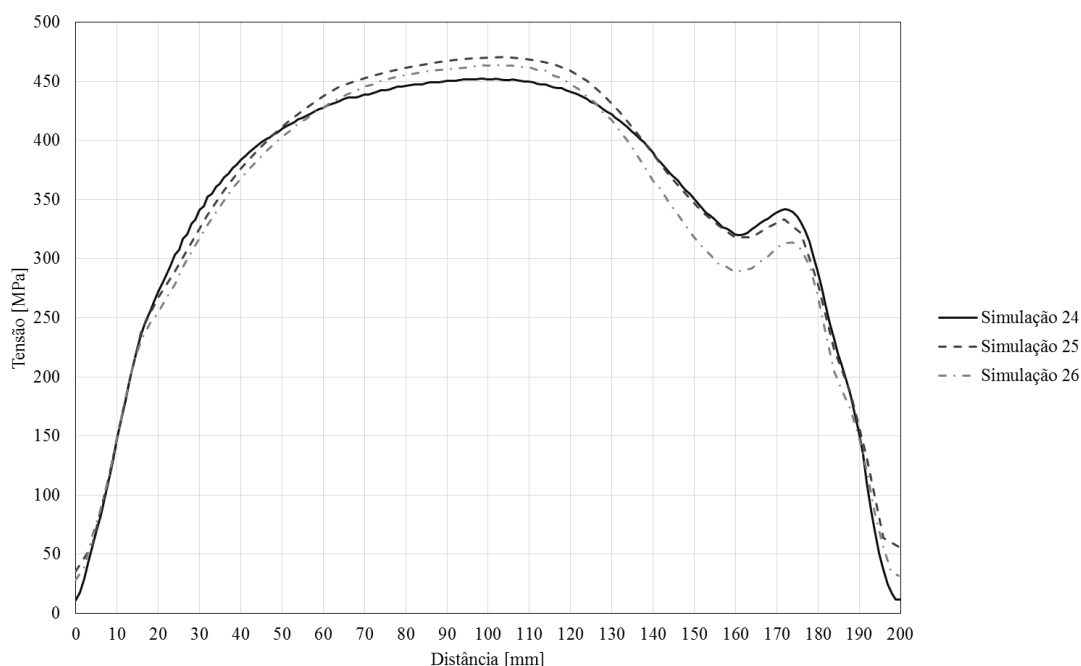


Figura 131. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para as simulações 24, 25 e 26.

Através da análise destas figuras é possível verificar que os valores dos resultados obtidos têm uma variação entre simulações significativamente superior do que no caso dos resultados na representação 2D do modelo. Podemos ainda verificar que apesar de existir diferença dos resultados quando à variação do número de elementos no comprimento do modelo, a maior diferença aparece para uma variação do valor do “Set Element Size” (sendo que essa diferença é tanto maior, quanto menor é o “Set Element Size”). Esta observação vem confirmar algumas das conclusões que já tinham sido efetuadas, nomeadamente no que diz respeito a ser o “Set Element Size” o parâmetro a ter em maior consideração na criação da malha.

Outra conclusão que é possível tirar destes resultados é que à medida que o número de elementos da malha aumenta, ou seja, para malhas de maior densidade (menor valor “Set Element Size” e maior número de elementos no comprimento do modelo), as curvas de valores da tensão  $\sigma_{xx}$  vão-se aproximando e convergindo para curvas de valores semelhantes. Este fator leva mais uma vez à confirmação dos critérios de malha referidos no início do capítulo e referentes à utilização de malhas com uma boa quantidade de elementos e com elementos de geometrias uniformes e homogéneas.

Através da Figura 131 é ainda possível ver que, aparentemente uma curva como a da simulação 24 (curva com maior número de elementos no comprimento do modelo) parece apresentar maior detalhe nos resultados. Podemos ainda ver que as malhas das simulações com menor “Set Element Size” (simulação 25 e 26) apresentam valores maiores de tensão no centro da placa (tensões  $\sigma_{xx}$  máximas), enquanto a malha da simulação 24 apresenta um maior valor de tensão perto da zona final da placa ( $x=175$  mm). Apesar desse fator, e como referido em cima, estes valores tendem a convergir e se igualem devido ao aumento da densidade da malha.

Como nota final é necessário ainda voltar a referir que a falta das simulações não calculadas (neste caso específico a simulação 27), dificultam a comparação dos resultados, podendo levar a uma análise incompleta.

Por fim e após as comparações e observações realizadas, fez-se a escolha da melhor simulação, isto é, a escolha da simulação que apresentasse um melhor conjunto de características e propriedades (número total de elementos, geometria dos elementos, tempo de execução de malha, qualidade da malha, duração da simulação, resultados, capacidade do computador disponível, etc.). Com essa escolha, é pretendido posteriormente obter uma comparação desta com a uma malha quadrática de forma a ver as semelhanças e diferenças existentes entre elas.

Assim a simulação escolhida é a simulação 24, sendo que esta escolha prende-se por vários fatores, os quais serão detalhadamente esclarecidos a seguir. É ainda necessário referir que as principais comparações com esta simulação, foram logicamente feitas entre simulações com características semelhantes (por exemplo simulação 24 com as simulações 6 e 15 ou simulação 24 com simulações 23, 25 e 26).

Referindo então os fatores que levaram a esta escolha, começamos em primeiro lugar por referir que esta simulação é a que aparenta apresentar dos melhores resultados obtidos (juntamente com as simulações 22, 23, 25 e 26), tal como seria de esperar pois utiliza o tipo de malha recomendado pela ESI Group. Este tipo de malha apresentou sempre resultados semelhantes entre as várias simulações provando que este é muito satisfatório e confiável, mesmo para malhas com pouca densidade de elementos. É necessário referir que apesar de o tipo de malha de elemento tetraédrico apresentar a menor tempo de simulação, este perde muito nos resultados, pois é a que apresenta os piores de entre os três tipos e dessa forma não ser considerada como uma escolha viável. Por outro lado temos o tipo de malha de elemento hexaédrico que apresenta valores de resultados semelhantes aos do tipo de malha de elemento hexa-tetra e que ainda apresenta em média duração menor para as várias simulações (sendo que esses valores são mínimos e por vezes mesmo irrelevantes). O motivo da não escolha deste tipo de malha e consequentemente das simulações correspondentes a este, é como referido anteriormente, a uniformidade dos resultados do tipo de malha de elemento hexa-tetra e a capacidade deste tipo de malha de se adaptar de uma forma muito melhor a geometrias mais complexas de alguns modelos.

Quanto à malha desta simulação, esta apresenta uma boa quantidade de elementos (tanto a nível da representação 2D do modelo como também no seu comprimento) assim como uma boa geometria dos mesmos, com elementos de tamanho uniforme e homogéneo. No que respeita à qualidade dos elementos é possível dizer que esta simulação apresenta dos valores mais baixos de percentagem de violação de verificação dos parâmetros de qualidade de malha (com um valor de 0.54%, o qual é um valor extremamente baixo), o que vem confirmar o juízo referido acima sobre a boa geometria dos elementos do modelo. Como o tempo de execução da malha é um parâmetro sensivelmente semelhante para todas as simulações não é relevante para esta escolha. Relativamente ao tempo total de duração da simulação, esta apresenta o maior valor de entre os 3 tipos de malha (para simulações com as mesmas propriedades), com o tipo de malha de elemento hexaédrico a apresentar um tempo total de 14:16:48 horas, o tipo de malha de elemento tetraédrico a apresentar 12:40:12 horas e por último o tipo de malha de elemento hexa-tetra a apresentar um valor de 14:27:36 horas. Como é possível observar a diferença de duração da simulação entre esta última e a do tipo de malha de elemento hexaédrico é pouco significativo, existindo apenas uma diferença um pouco maior quando comparado esse tempo com o da simulação do tipo de malha de elemento tetraédrico (a qual não é o tipo de malha mais adequado como já referido).



É ainda essencial acrescentar a esta conclusão que dois dos principais fatores que levaram à escolha desta simulação é a capacidade do computador disponível e o tempo disponível para execução de simulações. Caso estes fossem “ilimitados”, a melhor opção seria claramente uma das simulações 26 ou 27 (com preferência pela simulação 27 devido à maior quantidade de elementos no comprimento do modelo), que para além de apresentarem todos os benefícios da simulação 24 (pois as propriedades são semelhantes), têm a acrescentar o facto de terem malhas com uma maior quantidade de elementos e assim apresentarem resultados um pouco mais detalhados e rigorosos. Como não existe essa possibilidade, e dadas as condições existentes, a simulação 24 (e com esta a suas características) aparenta ser a melhor escolha para uso em simulações posteriores, e ainda para uso na comparação a realizar com a malha quadrática. É de salientar ainda que para este caso de estudo (e até mesmo para outros), a utilização de malhas com uma quantidade de elementos superiores à simulação 26 e mesmo 27 é desnecessário, pois exige enorme capacidade de cálculo por parte do computador e ainda maior tempo total de simulação, sem aparentemente acrescentar benefícios alguns aos resultados obtidos.

Como nota final explica-se o porquê da não escolha da simulação 25. Apesar desta apresentar resultados um pouco melhores que a simulação 24 (resultados esses semelhantes aos da simulação 26, o que comprova a sua veracidade) e ainda um tempo total de simulação semelhante ao desta, a simulação 25 apresenta elementos menos uniformes e homogêneos que a simulação 24 e daí apresentar uma percentagem de violação de verificação dos parâmetros de qualidade da malha muito elevada, o que neste modelo parece não afetar muito os resultados mas que a quando da aplicação a outros modelos pode fazê-lo. A juntar a este fator temos que, devido a este modelo apresentar uma quantidade pequena de elementos no seu comprimento, este poder dar campos de tensões no seu comprimento menos precisos, e ainda dificultar a análise de resultados ao longo do comprimento do modelo.

### **3.6 Comparação entre malha linear e quadrática**

Após a realização das 27 simulações relativas à malha linear descritas anteriormente, e escolhida a simulação com as características a utilizar para futuras comparações e simulações, procedeu-se à execução do modelo com malha quadrática.

O modelo utilizado na malha quadrática serve-se das mesmas características que os modelos utilizados nas simulações da malha linear (a nível de dimensões, propriedades de soldadura, propriedades de malha, etc). A única diferença existente nas propriedades entre ambos deparou-se com a ordem de execução de malha a qual, logicamente, passou de linear para quadrática. Assim foram criadas duas novas simulações a juntar às simulações já existentes no catálogo do anexo C. Essas simulações foram construídas com características semelhantes às da simulação 24 referida anteriormente e a quais têm as suas características apresentadas na Tabela 18, a qual é uma parte do abaco do anexo B que mostra a informação da malha utilizada em cada simulação. Nessa tabela foi ainda colocada a informação relativa às simulações 24, 25 e 26 de forma a ser possível uma comparação mais fácil com as novas simulações realizadas.

Inicialmente foi realizada a simulação 28, a qual apresenta as mesmas características da simulação 24 e que serviria para as comparações previstas. Devido à maior exigência de cálculo desta malha, esta simulação não foi calculada (Tabela 19) e assim foi necessário a realização da simulação 29 a qual apresenta um menor número total de elementos devido a apresentar um número de elementos no comprimento de cerca de metade do apresentado pela simulação 28 e 24. Desta forma foi possível reduzir o número total de elementos do modelo sem mudar o

número de elementos a nível da representação 2D do modelo, e assim manter o modelo de malha quadrática o mais semelhante possível com o modelo de malha linear. Após a execução e cálculo de ambas as simulações 28 e 29, é então possível tirar algumas conclusões e fazer algumas comparações com a malha linear.

Em primeiro lugar, e atendendo à Tabela 18 onde temos apresentado o número total de elementos do modelo, é possível ver que este valor é inferior ao da simulação 24, tanto para a simulação 28 como para a 29. Quanto ao tempo de execução da malha, este é igual entre ambas as malhas. Já no que diz respeito à percentagem de violação de verificação dos parâmetros de qualidade da malha, a malha quadrática apresenta em média valores maiores, ou seja, apresenta uma maior quantidade de elementos disformes e com geometrias pouco uniformes e homogéneas. Por fim referindo agora o tempo total de cálculo das simulações (Tabela 19), este é significativamente superior ao da simulação 24 o que seria de esperar pois, como já referido, a malha quadrática exige maior capacidade de cálculo por parte do computador e logicamente mais tempo a obter resultados.

Tabela 18. Parte do catálogo relativo à informação de malha das simulações realizadas para o modelo T-joint para a malha quadrática.

Simulação_Descrição da malha	Set Element Size	Method			Número de Elementos no Comprimento	Número Total de Elementos do Modelo	Tempo de Execução da Malha [min]	Check-Element Quality	
		Type	Order	Method				Elementos	Percentagem
Simulação 24_ Elemento Hexa-Tetra	1	Quad-Tria	Linear	Auto	200	146400	30-60	800	0.55%
Simulação 25_ Elemento Hexa-Tetra	0.5	Quad-Tria	Linear	Auto	50	134300	30-60	106050	78.97%
Simulação 26_ Elemento Hexa-Tetra	0.5	Quad-Tria	Linear	Auto	100	268600	30-60	500	0.19%
Simulação 28_ Elemento Hexa-Tetra	1	Quad-Tria	Quad	Auto	200	125000	30-60	11000	8.80%
Simulação 29_ Elemento Hexa-Tetra	1	Quad-Tria	Quad	Auto	100	62500	30-60	5500	8.80%

Tabela 19. Parte do catálogo relativo à informação do tempo de cálculo das simulações realizadas para o modelo T-joint para a malha quadrática.

Simulação_Descrição da malha	Duração Simulação Thermo-Metalurgica (s)	Duração Simulação Mecânica (s)	Tempo Total (s)	Tempo Total (h)
Simulação 24_ Elemento Hexa-Tetra	6450	45608	52058	14.46
Simulação 25_ Elemento Hexa-Tetra	5335	46306	51641	14.34
Simulação 26_ Elemento Hexa-Tetra	14403	98724	113127	31.42
Simulação 28_ Elemento Hexa-Tetra				
Simulação 29_ Elemento Hexa-Tetra	6569	82025	88594	24.61

Após esta análise inicial, procurou-se obter resultados de forma a melhor comparar ambas as malhas. Para este efeito, foi utilizado o mesmo método de obter a curva da tensão  $\sigma_{xx}$  usado no capítulo anterior. Assim na Figura 132 está apresentada essa mesma curva para a simulação 29 e na Figura 133 está apresentada uma comparação dessa curva entre as simulações 24 e 29.

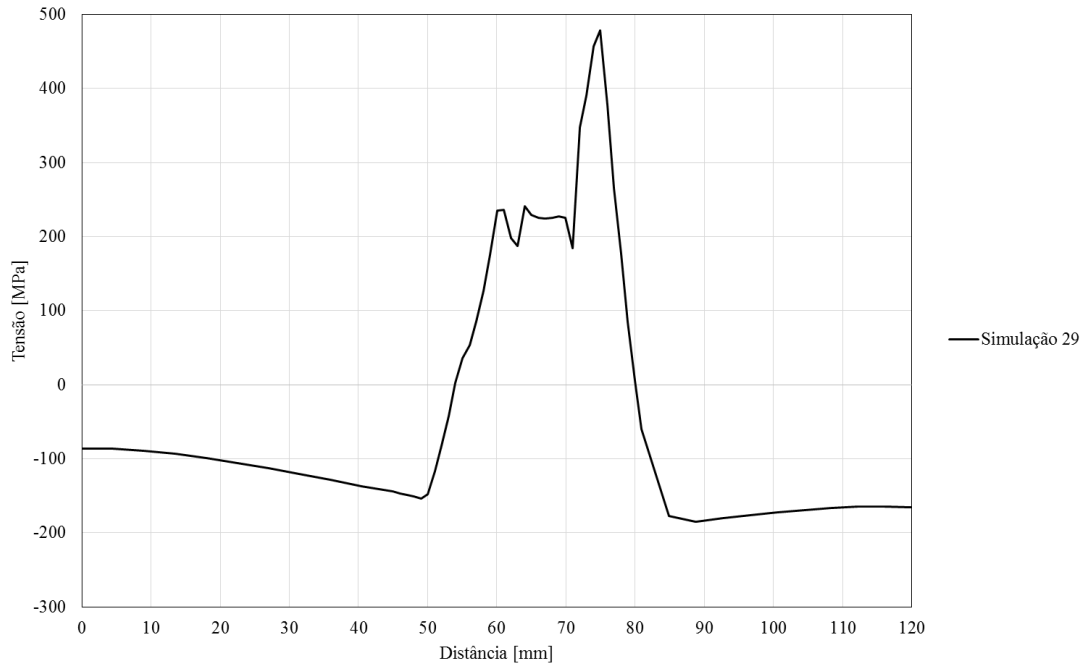


Figura 132. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para a simulação 29.

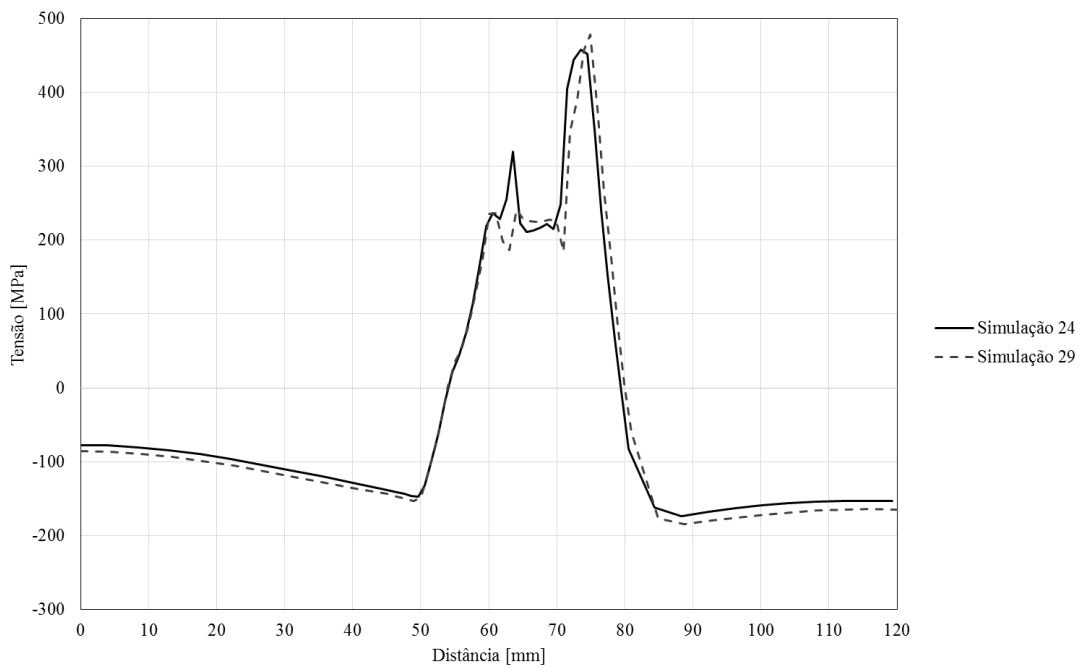


Figura 133. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 24 e 29.

Como é possível observar nas figuras anteriores, os resultados diferem entre as duas simulações em causa, sendo que aparentemente a simulação 29 apresenta uma curva de resultados mais precisa e com maior detalhe. Desta forma decidiu-se fazer uma comparação dos resultados obtidos para a simulação 29 com os resultados da simulação 25 (Figura 134) e com os resultados da simulação 26 (Figura 135).

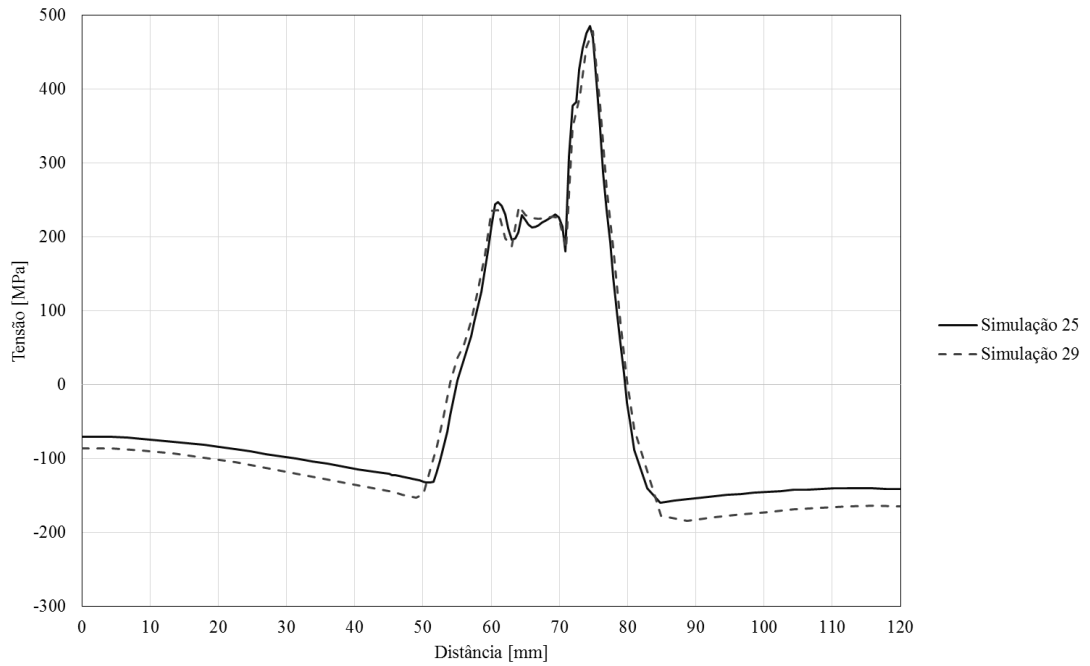


Figura 134. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 25 e 29.

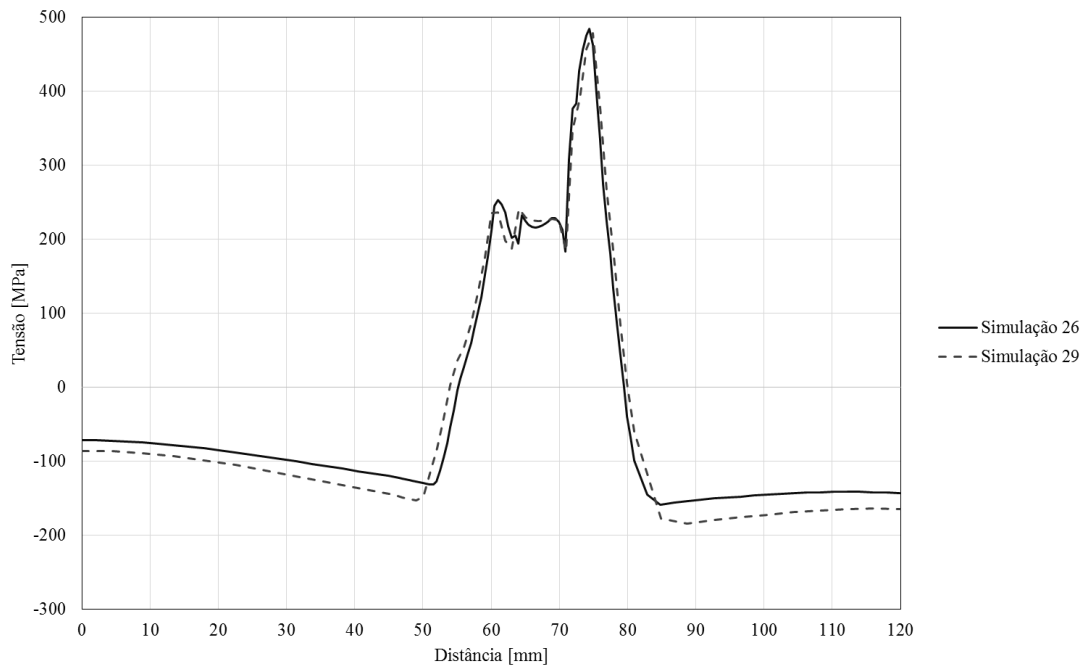


Figura 135. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as simulações 26 e 29.

Desta forma podemos concluir que os resultados obtidos para a simulação 29 apresentam uma maior semelhança com os resultados das simulações 25 e 26. É possível ainda verificar que os resultados da simulação 29 aparentam ser mais precisos pois apresentam valores de tensões maiores, o que permite ter uma maior segurança quanto aos resultados reais do modelo. Temos ainda a comparação de resultados para a tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo na Figura 136, Figura 137, Figura 138.

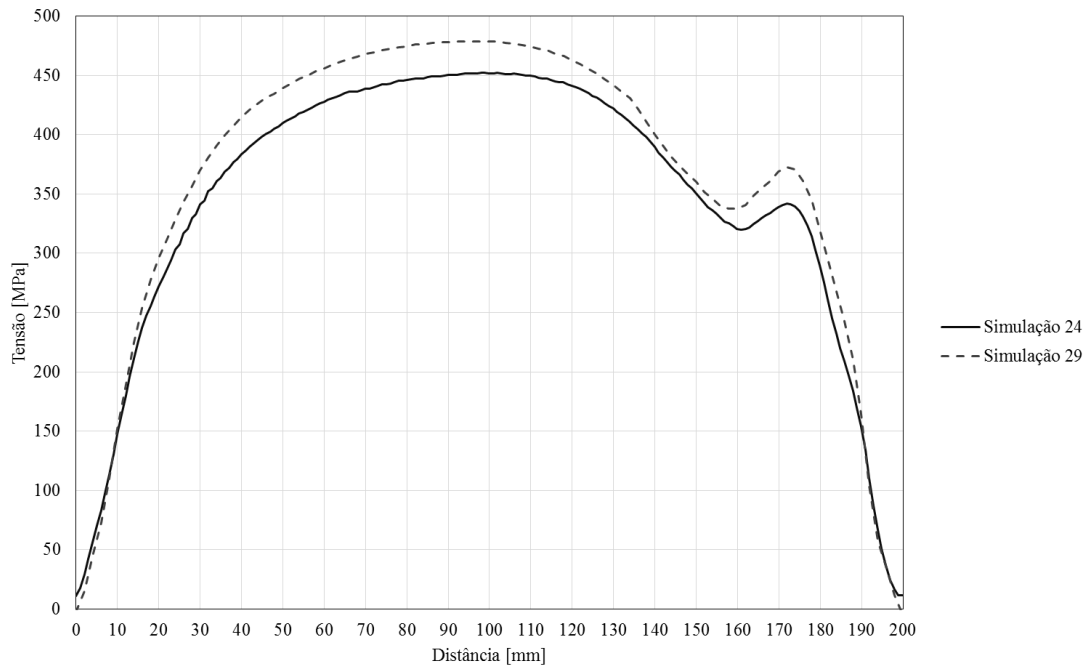


Figura 136. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para as simulações 24 e 29.

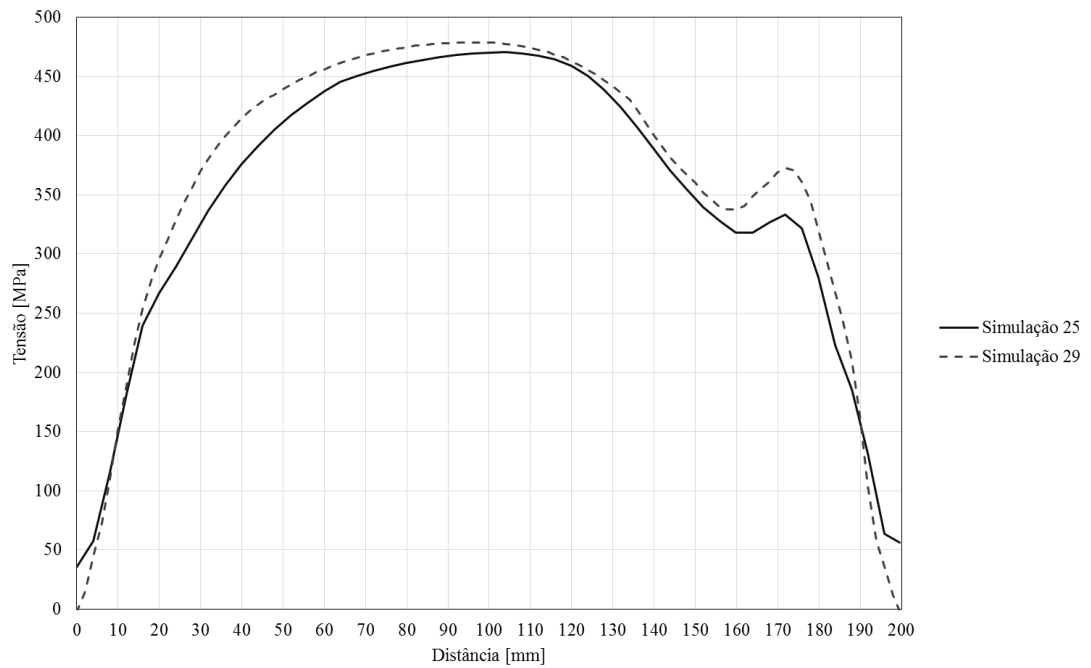


Figura 137. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para as simulações 25 e 29.

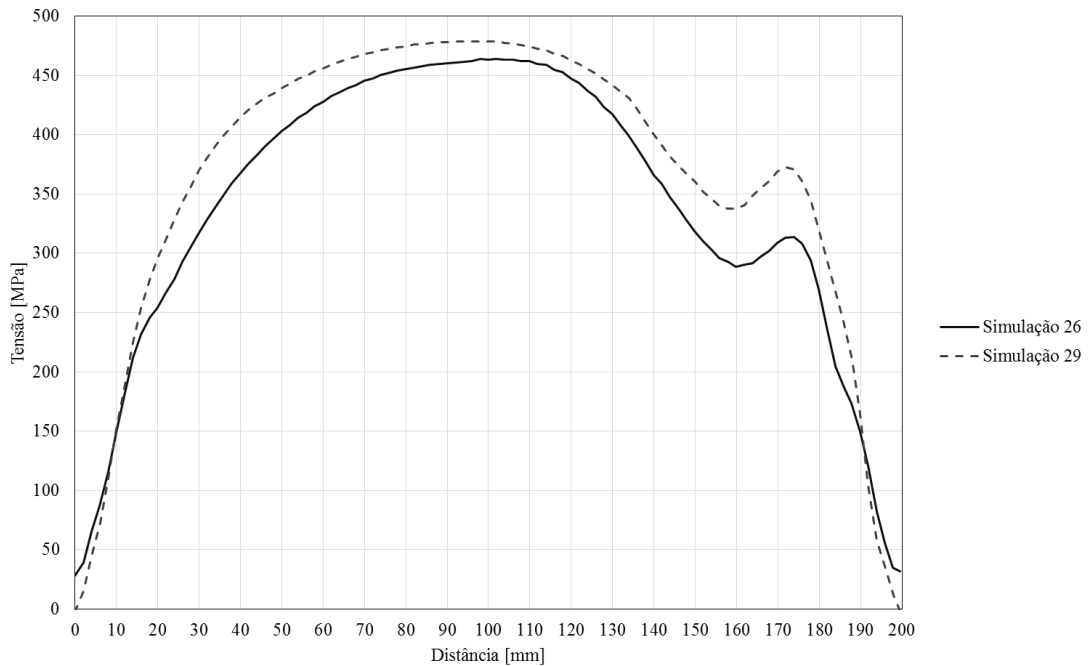


Figura 138. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para as simulações 26 e 29.

Como é possível observar através das figuras apresentadas a curva da simulação 24, apesar de não ser a que apresenta os valores de tensão  $\sigma_{xx}$  máximos maiores de todas as curvas, é que se assemelha mais à curva da simulação 29. Desta forma é possível referir novamente a importância de ter uma boa malha tanto a nível da representação 2D como no comprimento total do modelo, apresentando assim uma malha de geometria uniforme e homogênea. Podemos ainda referir que a simulação 25 é a que apresenta um valor de tensão  $\sigma_{xx}$  máximo mais próximo do mesmo valor da simulação 29. Apesar desse fator, de entre as 3 simulações utilizadas na comparação com a simulação 29, a simulação 25 é a que apresenta uma curva de resultados da tensão  $\sigma_{xx}$  menos semelhante a esta. Desta forma e mais uma vez, leva a ter em consideração as simulações 24, 26 e eventualmente a simulação 27.

Assim e tendo em consideração todos estes aspetos é possível dizer que a simulação de malha linear que obteve resultados mais próximos dos obtidos pela simulação 29 de malha quadrática foi a simulação 26. A simulação 29 para além de apresentar melhores resultados ainda apresenta o benefício importante de ter um tempo total de simulação significativamente menor que o da simulação 26.

É possível afirmar que a escolha óbvia para obter mais resultados e para ter em consideração em simulações de modelos diferentes é a simulação 29. Como nota final refere-se que para o caso de se pretender efetuar simulações num menor tempo, com a obtenção de resultados satisfatórios a simulação 24 é a escolha mais ajustada ou adequada.

### 3.7 Resultados do caso de estudo T-joint

Após a realização da análise de malha, e escolhida qual a que apresenta as melhores propriedades de forma à obtenção dos melhores resultados com o menor tempo total de simulação possível, ou seja a simulação 29 como referido anteriormente, foi decidido obter para essa mesma simulação algumas curvas dos resultados mais relevantes para o nosso estudo.

Assim, todos os resultados mostrados a seguir neste capítulo são referentes à simulação 29. Tal como no capítulo 3.5 as curvas serão retiradas do ponto  $x=-100$  mm e estendem-se a toda a largura da placa inferior como representado Figura 96. Começamos por apresentar novamente a curva de tensão  $\sigma_{xx}$  na Figura 139 e a variação desta ao longo do comprimento do modelo na Figura 140, onde ambas são retiradas da superfície superior da placa inferior ( $z=10$  mm).

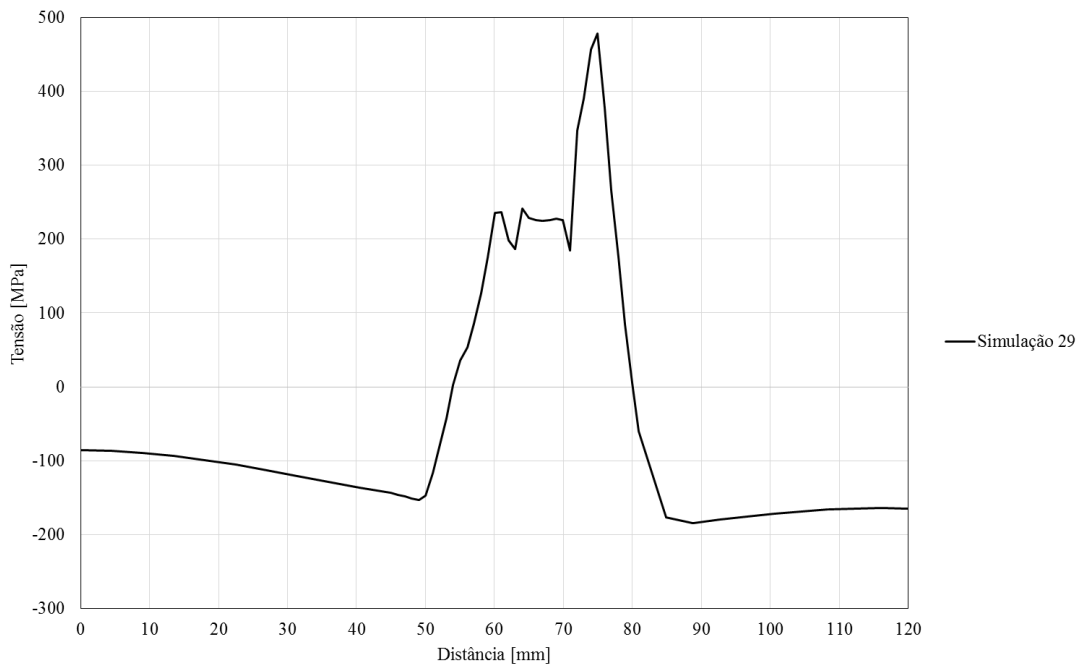


Figura 139. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para a simulação 29.

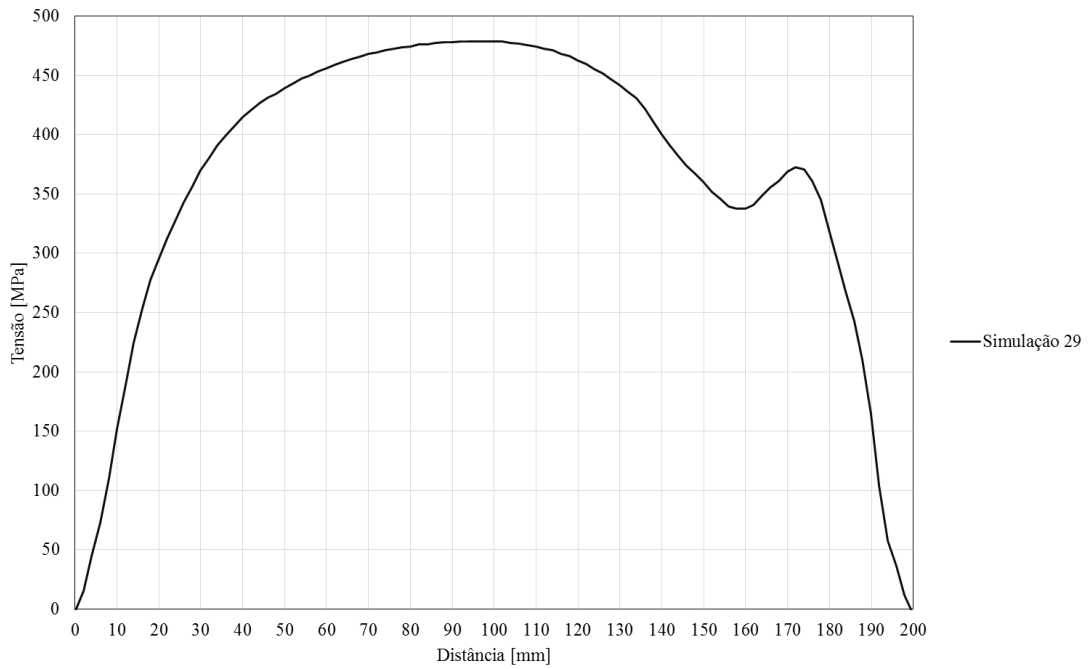


Figura 140. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para as simulações 29.

De seguida, e através do uso do software Matlab, foi realizada uma representação tridimensional da tensão  $\sigma_{xx}$ , ou seja, uma representação dos resultados apresentados anteriormente mas na forma de um gráfico tridimensional. Essa representação encontra-se dividida em 5 perspetivas (Figura 141 a Figura 145) diferentes de forma a melhor se compreender todas as zonas da representação. Como é possível ver através destas figuras, a tensão  $\sigma_{xx}$  têm um pico inicial seguido de um decrescimento elevado, os quais são representativos do início da soldadura e devem-se ao contacto inicial do arco elétrico com o material. Após esse decrescimento a tensão  $\sigma_{xx}$  volta a subir até estabilizar e atingir o seu ponto máximo aproximadamente a meio do comprimento da placa. Alguns destes fatores já tinham sido notados através da análise da Figura 140, sendo que esta não nos permite ter uma noção tão completa do processo como a representação tridimensional.



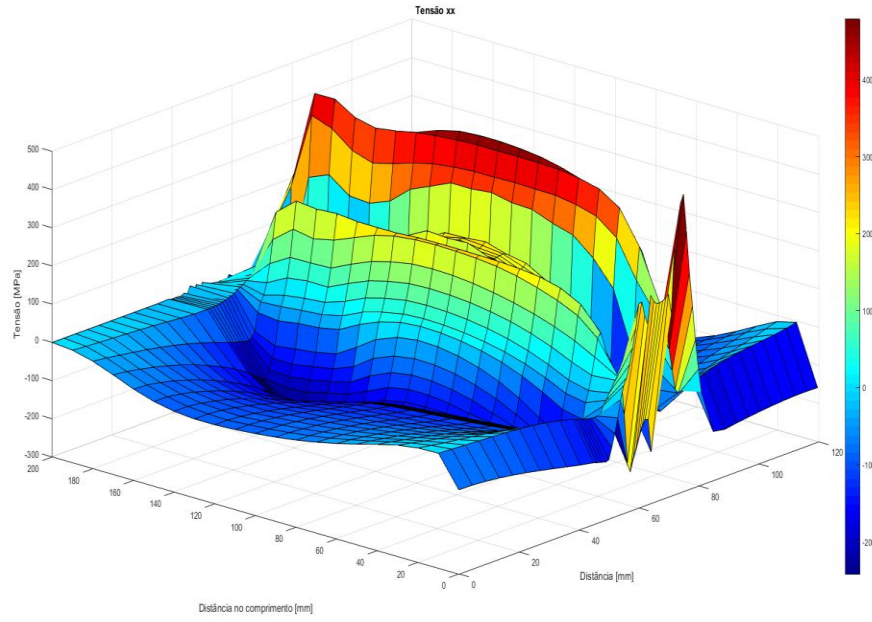


Figura 141. Representação tridimensional da tensão  $\sigma_{xx}$ , perspetiva 1.

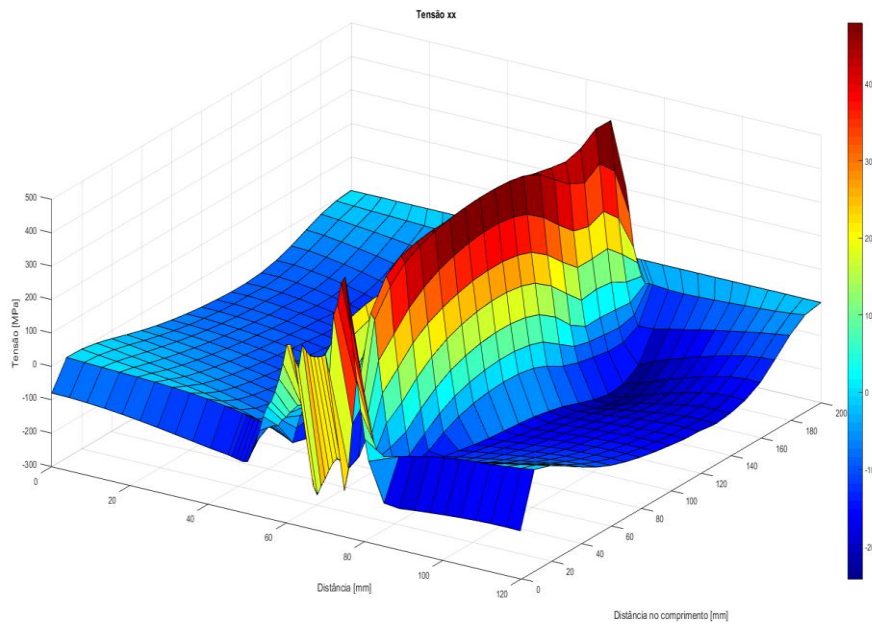


Figura 142. Representação tridimensional da tensão  $\sigma_{xx}$ , perspetiva 2.

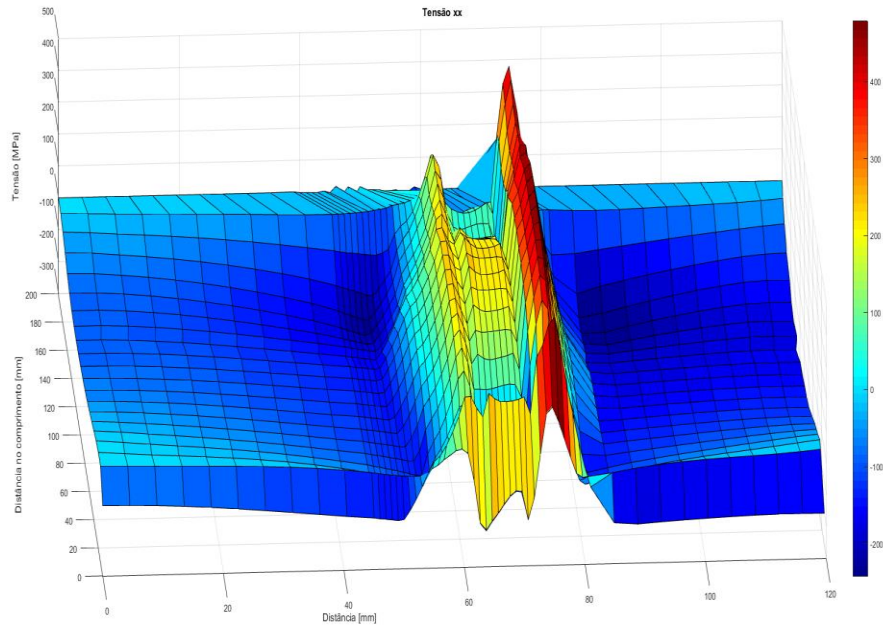


Figura 143. Representação tridimensional da tensão  $\sigma_{xx}$ , perspetiva 3.

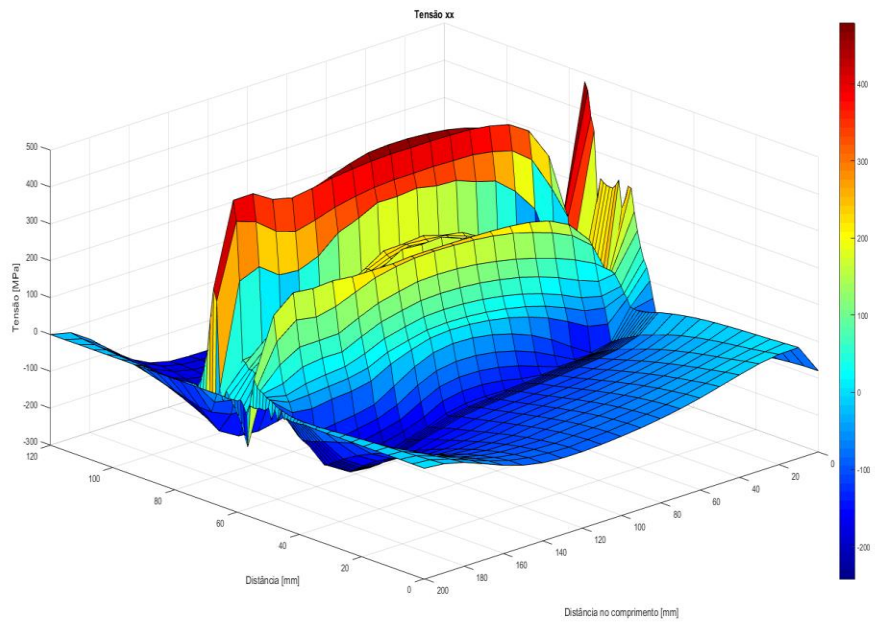


Figura 144. Representação tridimensional da tensão  $\sigma_{xx}$ , perspetiva 4.

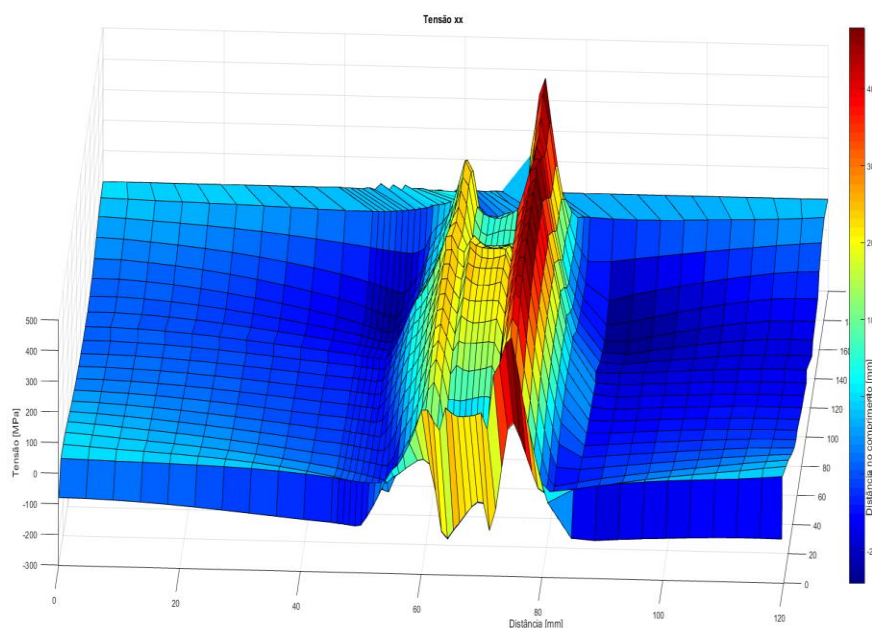


Figura 145. Representação tridimensional da tensão  $\sigma_{xx}$ , perspectiva 5.

Após a visualização da variação da tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento e largura da placa resolveu-se visualizar a variação desta tensão ao longo da espessura da placa. Para isso foram criadas 8 linhas de posições diferentes para a curva de tensão  $\sigma_{xx}$  tal como representado na Figura 146. Nesta figura estão representadas 8 linhas a vermelho, que indicam a posição de cada uma das curvas de resultados da tensão  $\sigma_{xx}$  retiradas. A distância entre linhas é aproximadamente a mesma, sendo que a linha de posição 1 indica a curva de tensão  $\sigma_{xx}$  na superfície superior da placa inferior e a qual tem sido utilizada para a visualização de todos os resultados obtidos. De forma semelhante a linha de posição 8 indica a curva de tensão  $\sigma_{xx}$  na superfície inferior da placa inferior. Apesar de não se ter uma linha que atravessa o centro da placa a linha de posição 4 é a que passa mais próximo e devido a ser a posição de maiores tensões como se irá ver de seguida, esta está também representada na Figura 146. As restantes linhas apesar de representadas não apresentam legenda para possibilitar uma melhor visualização destas.

Na Figura 147 está então representada a curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as várias posições referidas anteriormente. O motivo de nesta figura não estar representada a curva para as 8 posições deve-se ao facto de tornar a figura ilegível devido à sobrecarga de informação. Desta forma resolveu-se colocar apenas a curva para as posições que pareceram mais relevantes, sendo estas a posição 1, 2, 4, 6 e 8. Como é possível verificar os valores de tensão  $\sigma_{xx}$  máximos dão-se para a curva de posição 4, e os valores mínimos dão-se para a posição 8. Assim é então possível ter uma noção da evolução da curva de tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo da espessura da placa inferior e para uma distância  $x=-100$  mm.

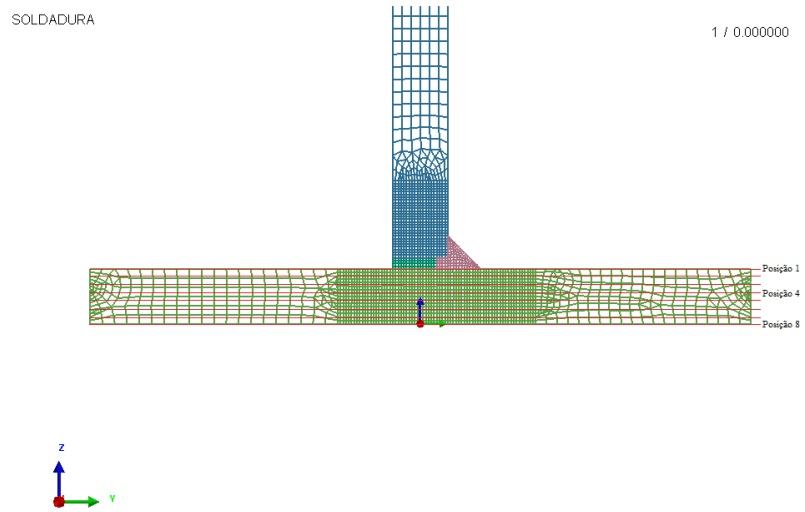


Figura 146. Linhas de posições 1 a 8, das várias curvas de tensão  $\sigma_{xx}$ .

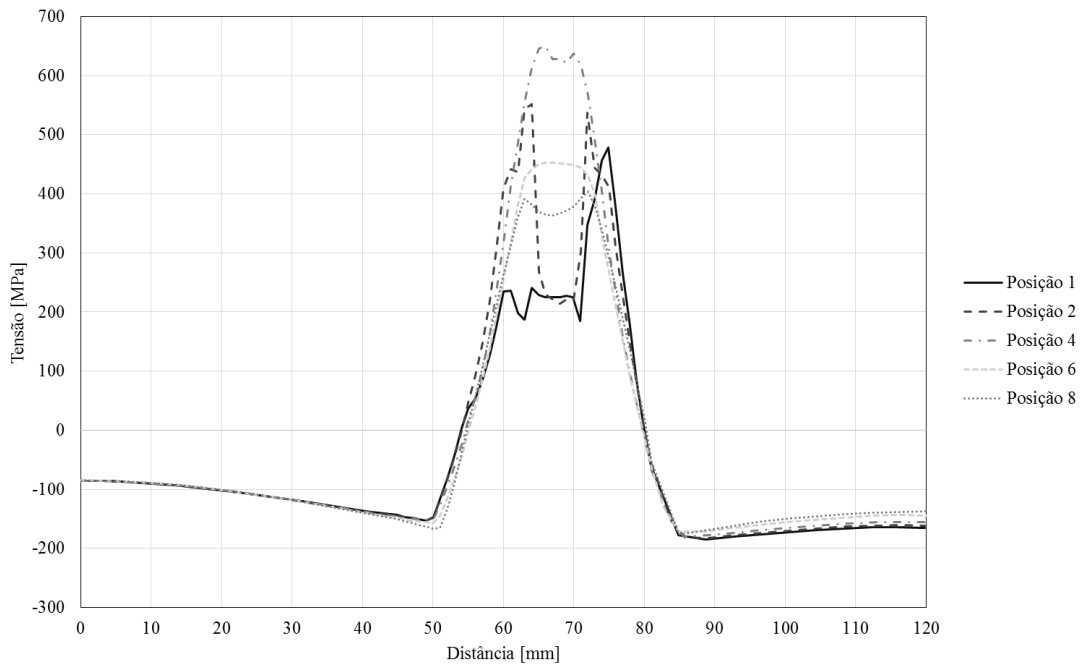


Figura 147. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as posições 1, 2, 4, 6 e 8.

Continuando com a análise da tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo da espessura da placa, procedeu-se à realização desta através de uma forma diferente mas semelhante à anterior. Assim foram registados os valores da tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo da espessura da placa inferior para várias localizações diferentes sendo estas de 1 a 14. De forma semelhante à terminologia utilizada anteriormente (posição 1 a 8), agora aqui é utilizada outra de forma a haver uma fácil distinção entre as duas (localização 1 a 14). Desta forma temos na Figura 148, 14 linhas representadas a vermelho e que indicam o local de onde se retirou os valores de tensão  $\sigma_{xx}$  para uma distância  $x=-100$  mm. Também aqui as linhas estão separadas por uma distância aproximadamente igual entre elas.

Na Figura 149 é então possível ver os resultados da curva da tensão  $\sigma_{xx}$  para as várias localizações. Também nesta figura, apenas foram representadas algumas das localizações de forma a não haver sobrecarga de informação e permitir entender mais facilmente os resultados. Mais uma vez é possível observar que os valores de tensão  $\sigma_{xx}$  máxima se encontram situados junto do cordão de soldadura (entre a localização 6 e 8) e para uma distância da superfície superior da placa inferior de 3 a 4 mm o que corresponde aproximadamente à posição 4 visualizada anteriormente. Outro fenómeno que é possível observar é que a curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as localizações mais próximas da soldadura, tendem a ter um aumento brusco nos primeiros 3 a 4 mm de espessura da placa, onde encontram o seu valor máximo tal como já referido. Após esse valor máximo o valor da tensão desce, apresentando uma tendência de se aproximar sempre de um valor comum entre as várias localizações e o qual varia entre 300 e 400 MPa. Já para as localizações afastadas da soldadura, estas tendem a apresentar uma curva de tensão  $\sigma_{xx}$  com pouco ou até nenhuma variação.

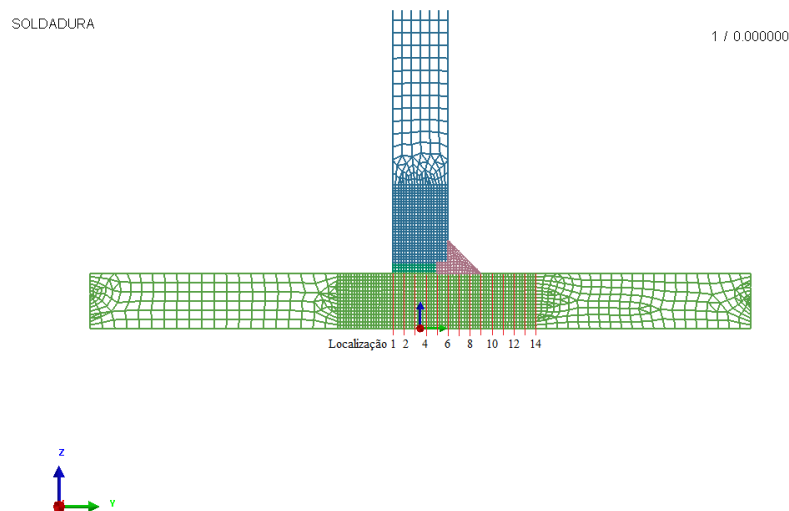


Figura 148. Linhas de localizações 1 a 14, das várias curvas de tensão  $\sigma_{xx}$ .

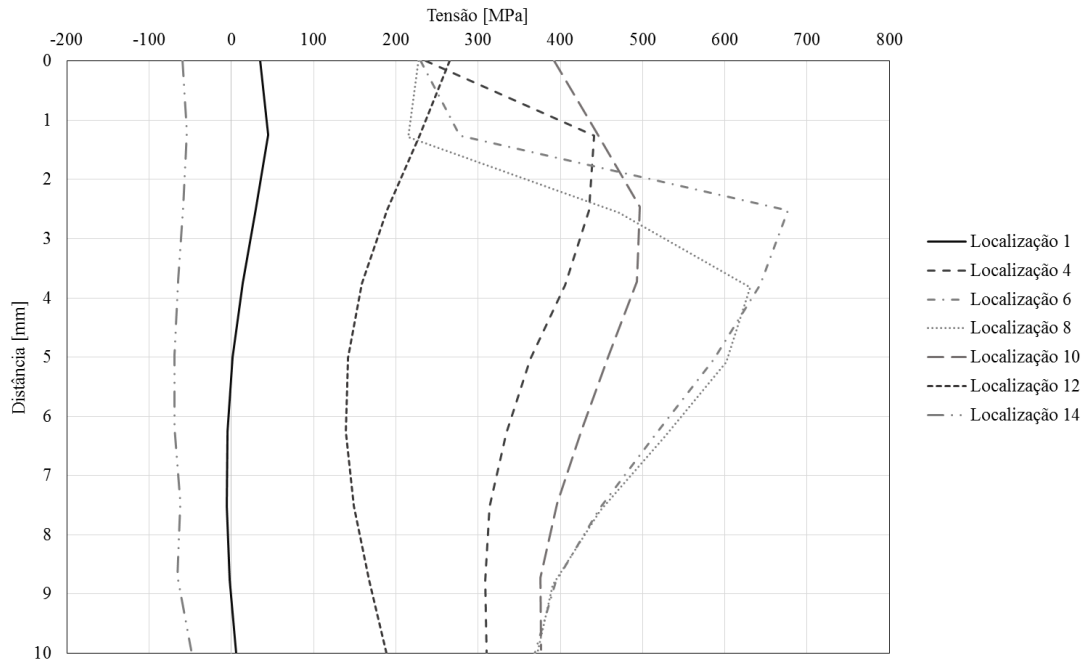


Figura 149. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para as localizações 1, 4, 6, 8, 10, 12 e 14.

Após a análise dos resultados da tensão  $\sigma_{xx}$  resolveu-se proceder à obtenção de resultados para as restantes tensões, deslocamentos, deformações e fases metalúrgicas do material. A curva utilizada para a obtenção desses resultados foi a mesma que utilizada anteriormente e referida na Figura 146 para as posições mais relevantes 1, 4, 8. Os resultados foram assim retirados para que seja possível a comparação entre os vários resultados para uma mesma zona do modelo.

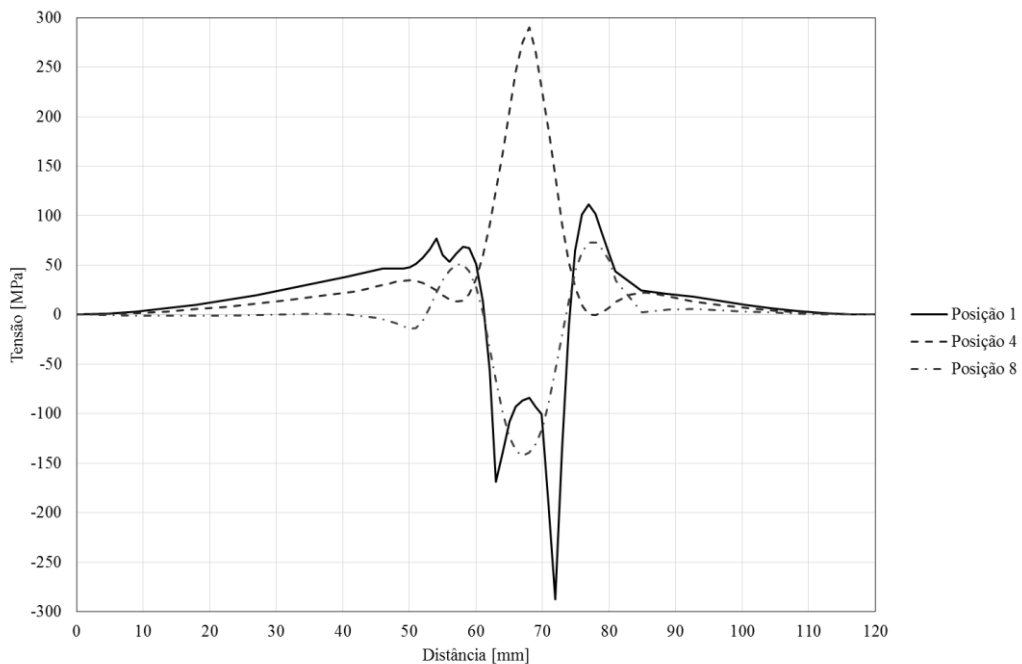


Figura 150. Curva de tensão  $\sigma_{yy}$  para as posições 1, 4 e 8.

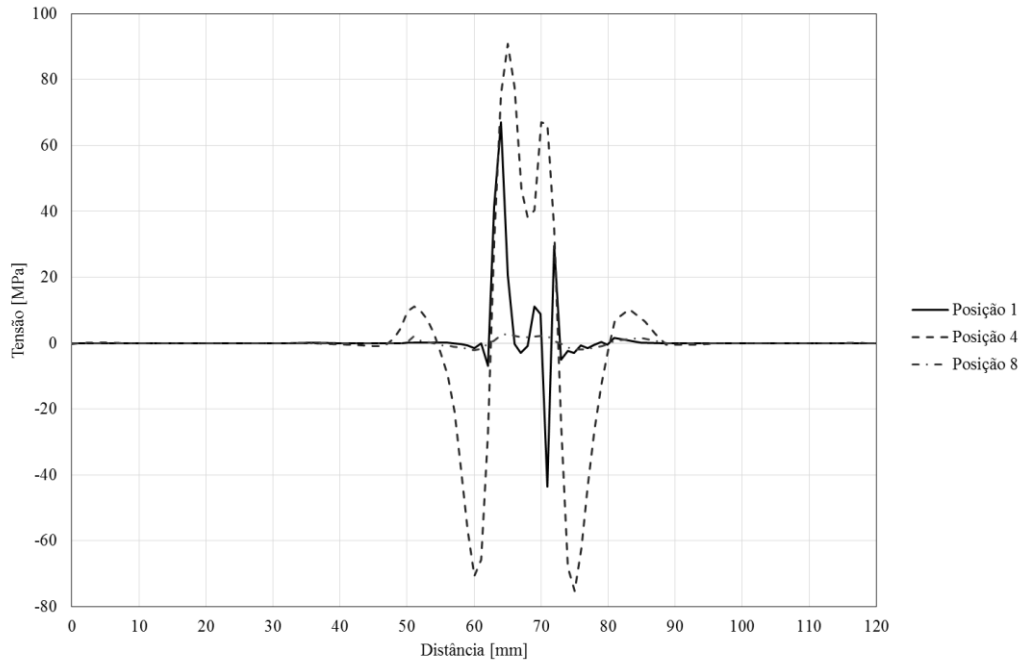


Figura 151. Curva de tensão  $\sigma_{zz}$  para as posições 1, 4 e 8.

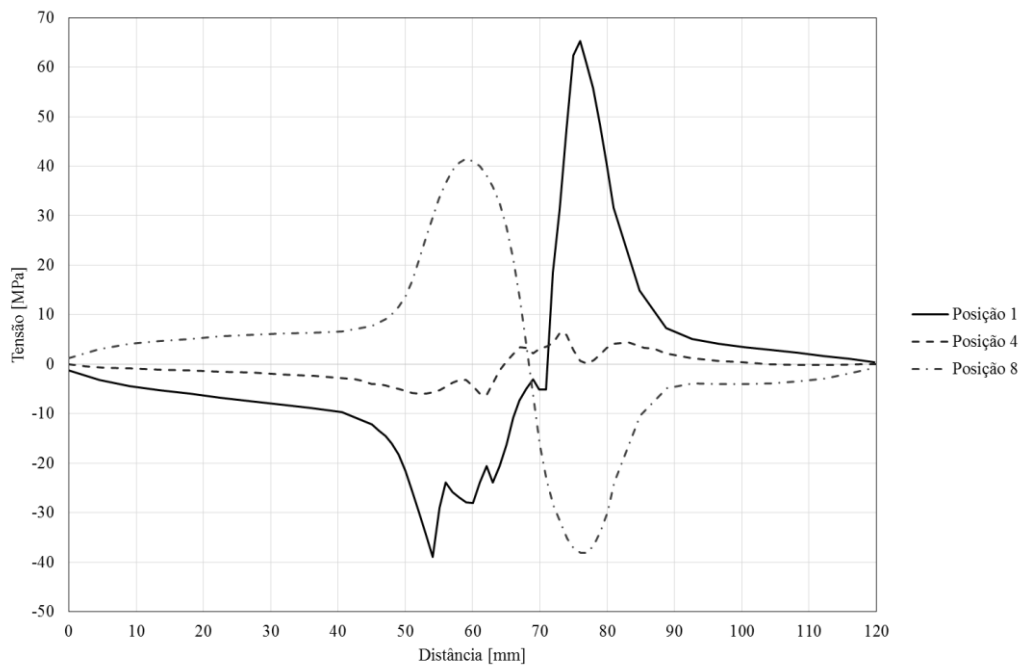


Figura 152. Curva de tensão  $\tau_{xy}$  para as posições 1, 4 e 8.

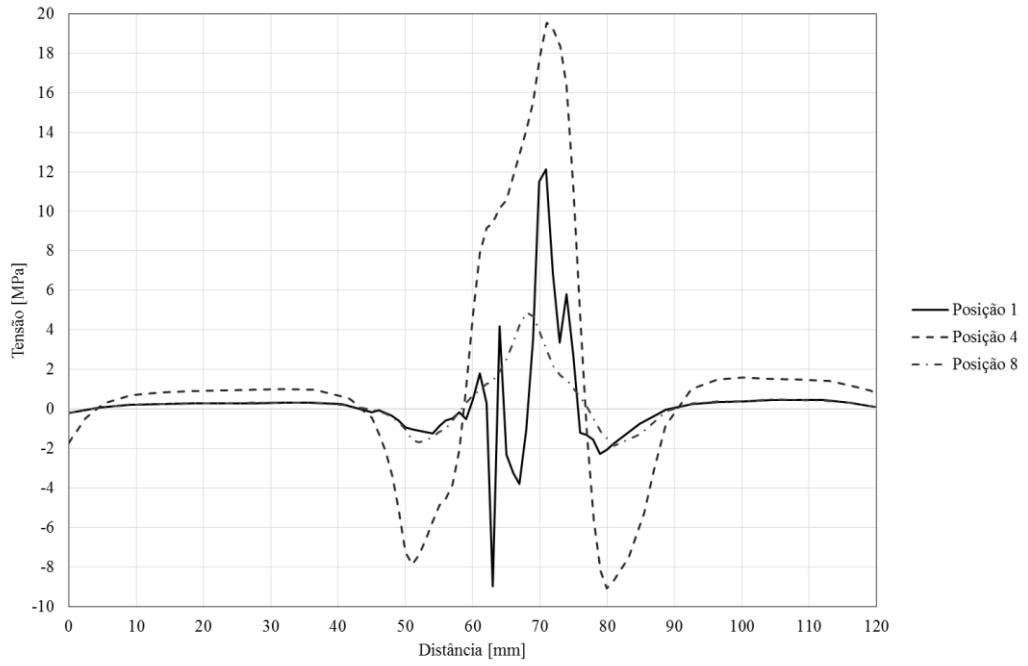


Figura 153. Curva de tensão  $\tau_{xz}$  para as posições 1, 4 e 8.

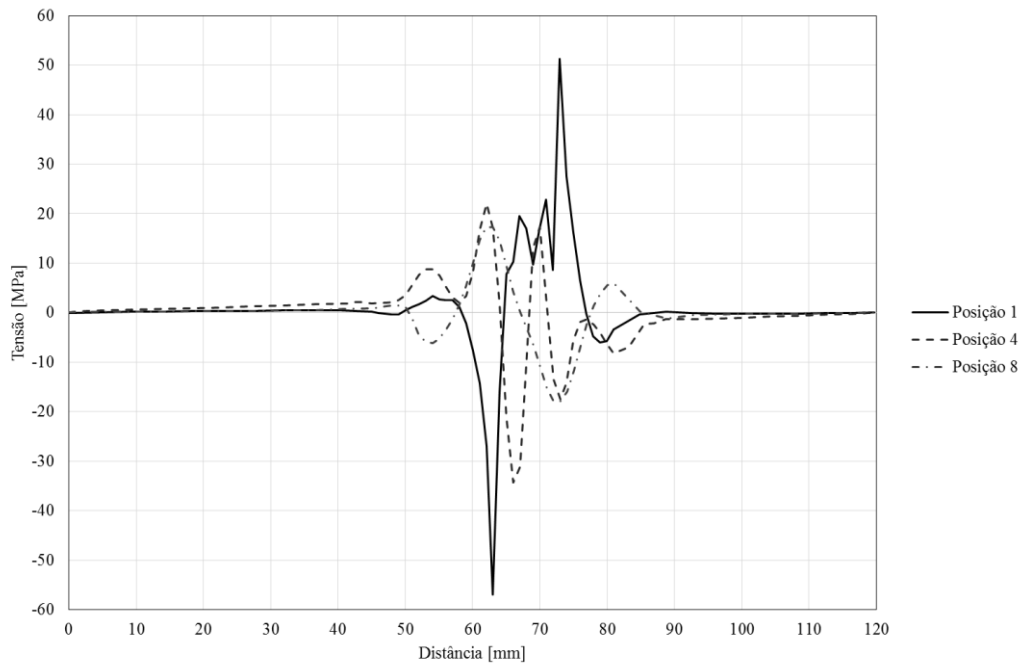


Figura 154. Curva de tensão  $\tau_{yz}$  para as posições 1, 4 e 8.



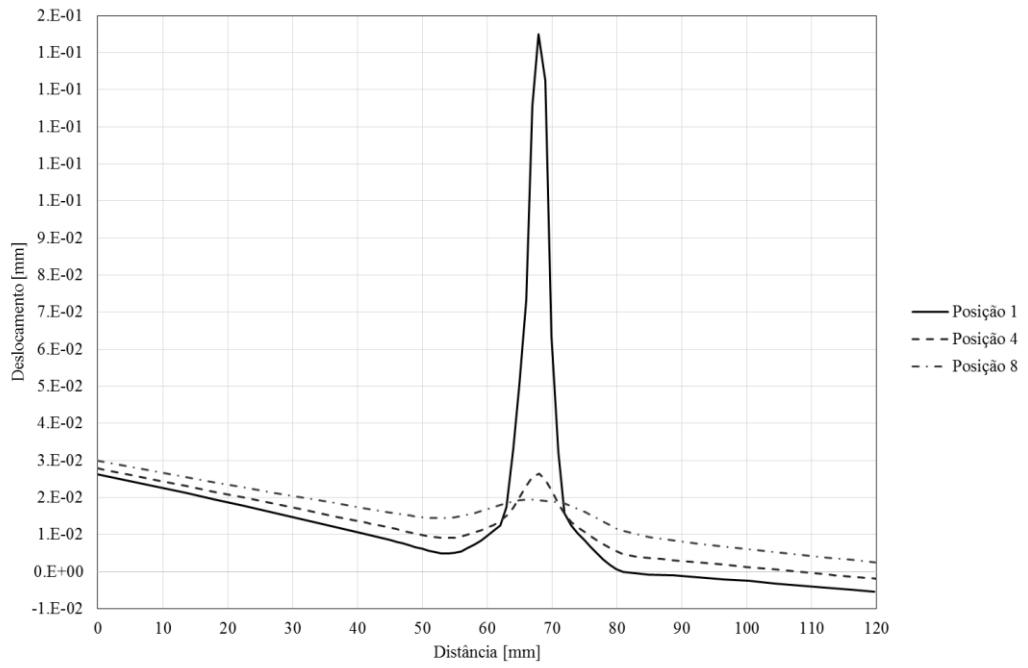


Figura 155. Curva de deslocamento xx para as posições 1, 4 e 8.

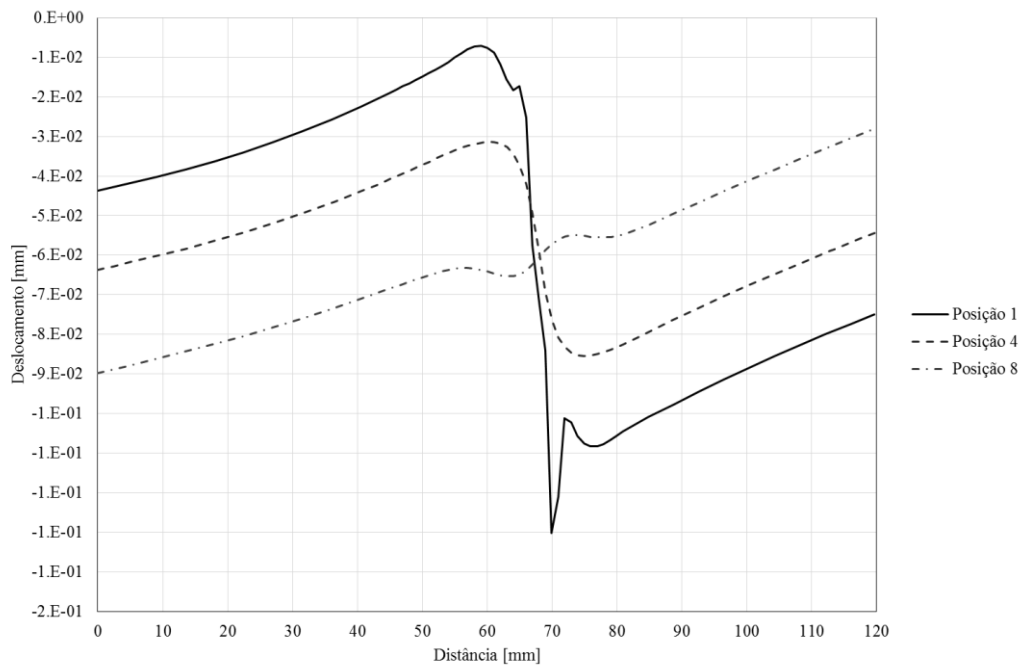


Figura 156. Curva de deslocamento yy para as posições 1, 4 e 8.

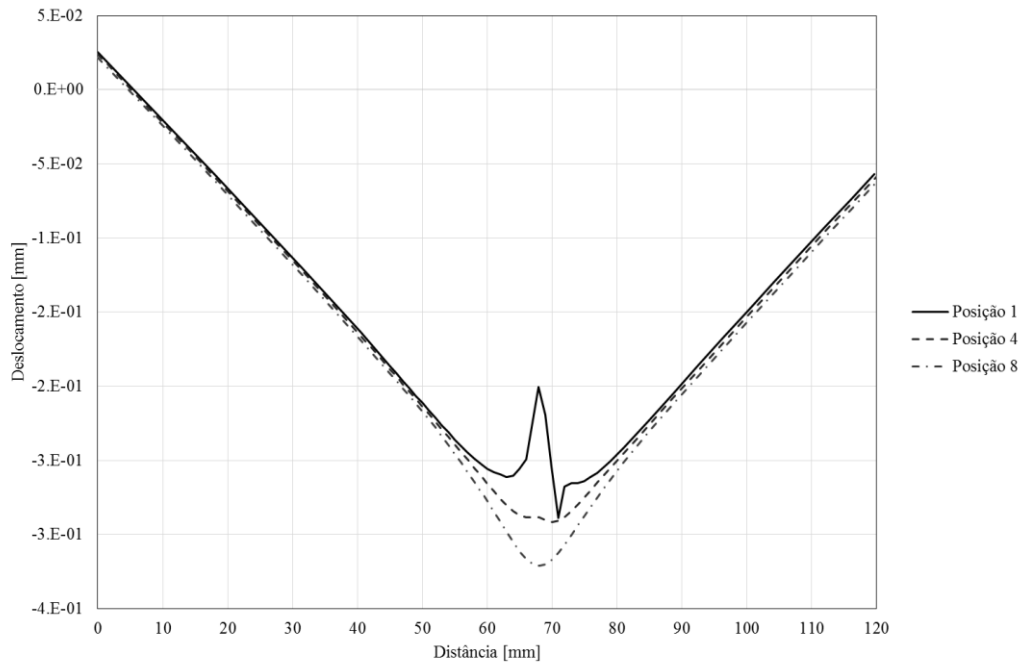


Figura 157. Curva de deslocamento  $z_z$  para as posições 1, 4 e 8.

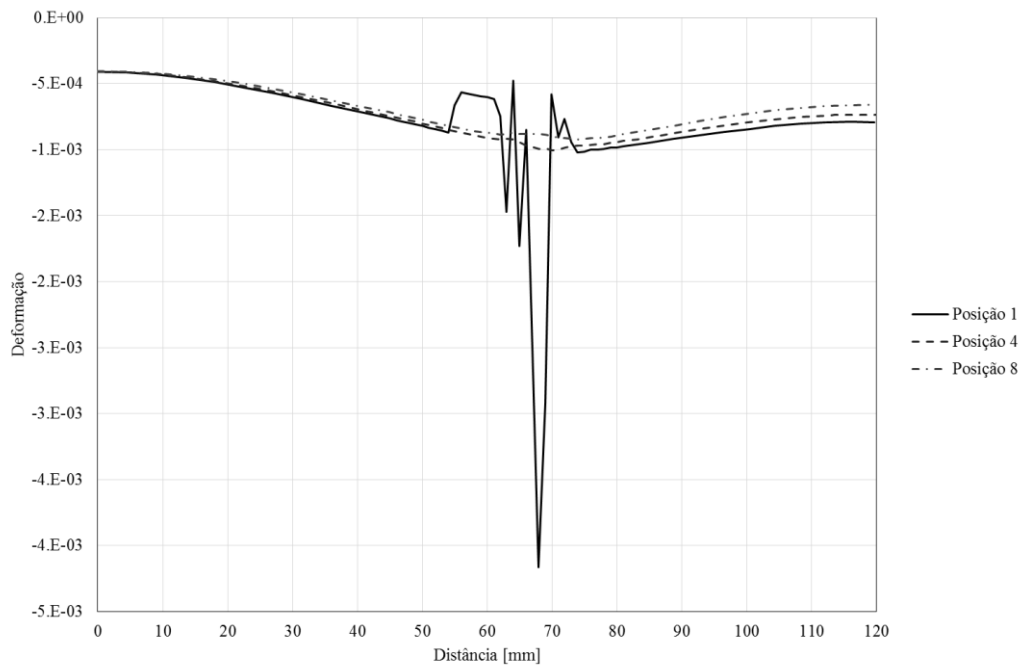


Figura 158. Curva de deformação  $\epsilon_{xx}$  para as posições 1, 4 e 8.

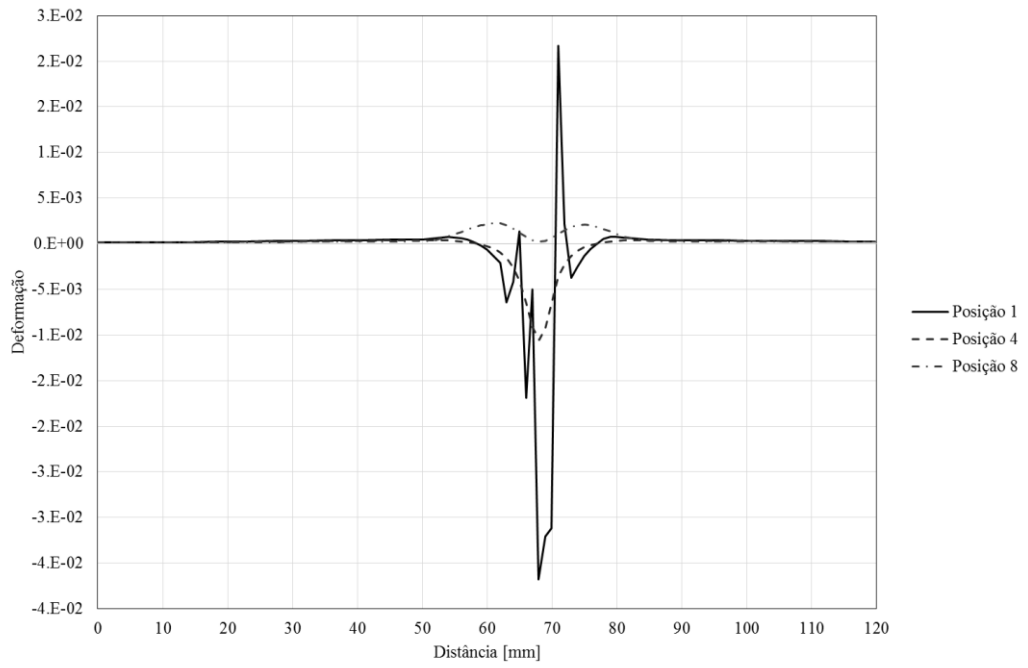


Figura 159. Curva de deformação  $\epsilon_{yy}$  para as posições 1, 4 e 8.

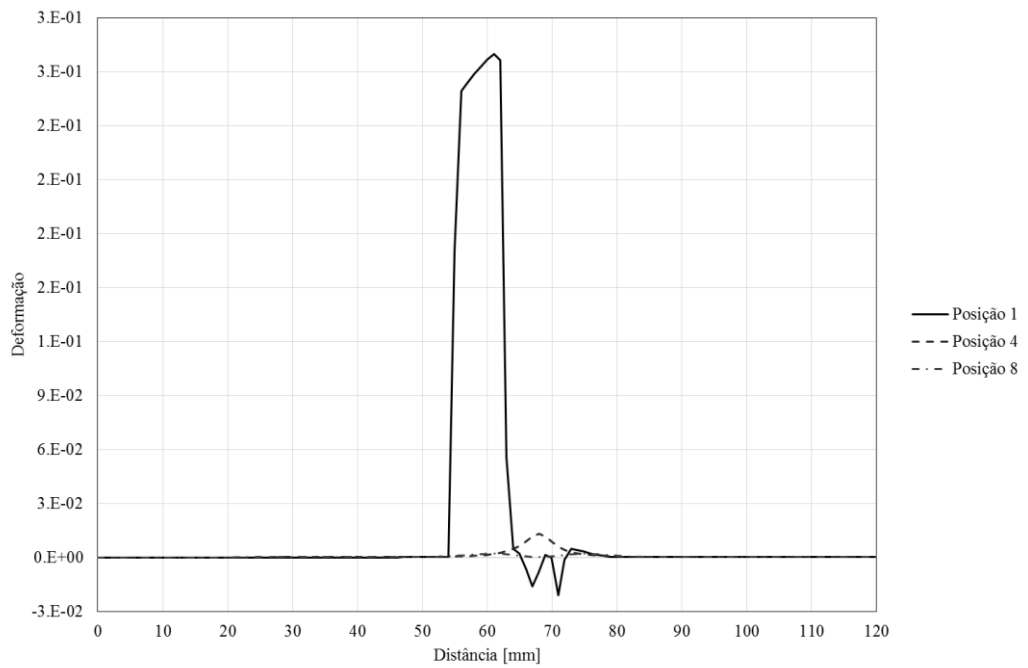


Figura 160. Curva de deformação  $\epsilon_{zz}$  para as posições 1, 4 e 8.

Por último apresentam-se na Figura 161, as várias fases, correspondentes à análise metalúrgica do material, da curva da posição 1 (a qual é a zona que apresenta maiores alterações a nível de metalúrgico) e para o instante de tempo final da soldadura. Estas 6 fases correspondem a:

- Fase 1: Ferrite/Perlite;
- Fase 2: Material de adição;
- Fase3: Martensite;
- Fase 4: Bainite;
- Fase 5: Martensite temperada;
- Fase 6: Austenite.

Como é possível ver através da Figura 161, a zona onde há alteração da composição do material, corresponde à zona perto da soldadura, é a mais afetada devido às grandes temperaturas atingidas. São essas temperaturas elevadas que provocam as mudanças metalúrgicas entre as várias fases descritas acima. Acoplado a essas mudanças metalúrgicas existe um efeito termomecânico que é o responsável pelas tensões residuais.

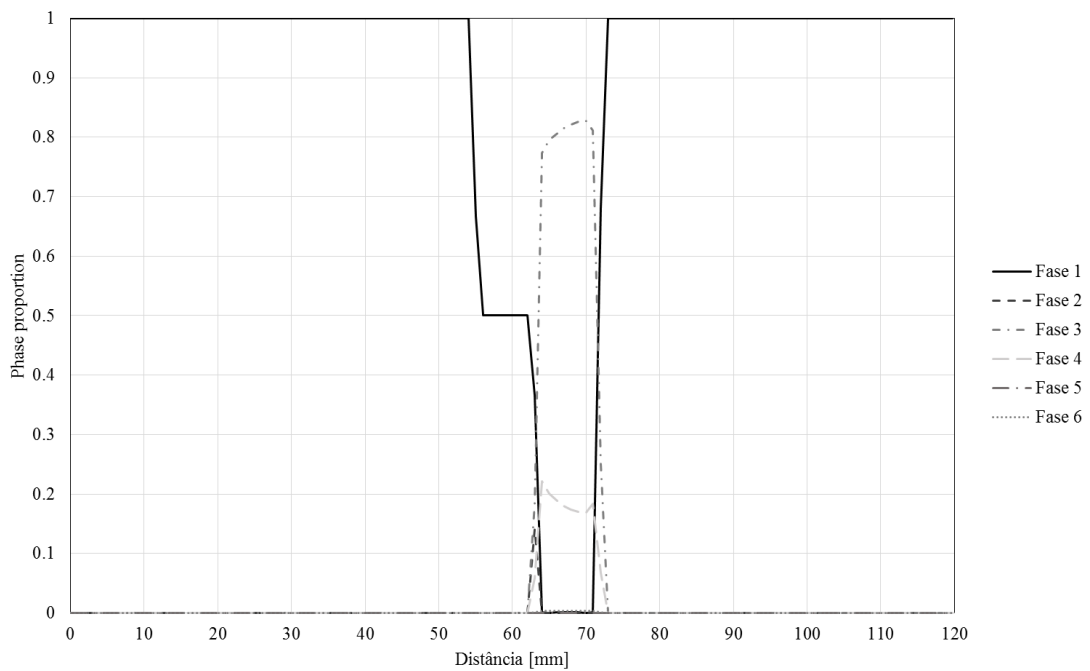


Figura 161. Curvas de proporções de fase do material.

Após a apresentação de toda esta informação relativa à simulação 29 do modelo T-joint foi decidido ainda mostrar alguns resultados (tensão, deslocamento e deformação) retirados diretamente do software na forma de representações 3D do modelo, e nas quais é possível ver a variação desses mesmos resultados por toda a área do modelo. Esses resultados estão apresentados nas Figura 163 a Figura 166.

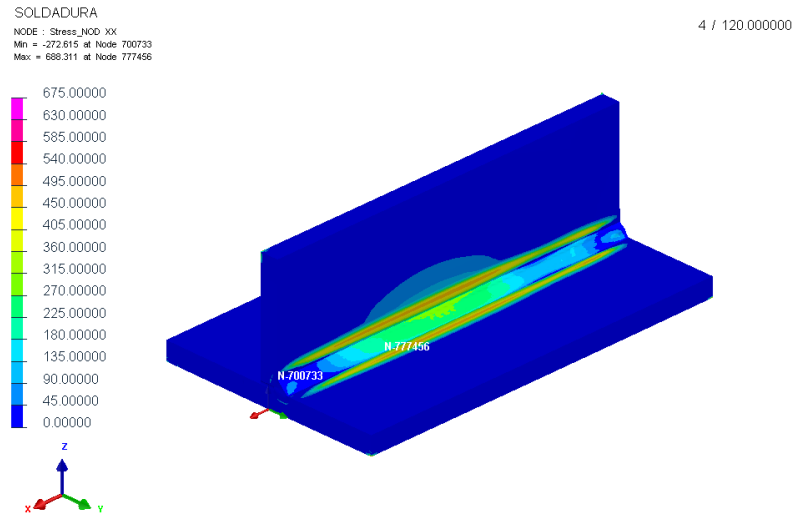


Figura 162. Campo de tensão  $\sigma_{xx}$ , em MPa.

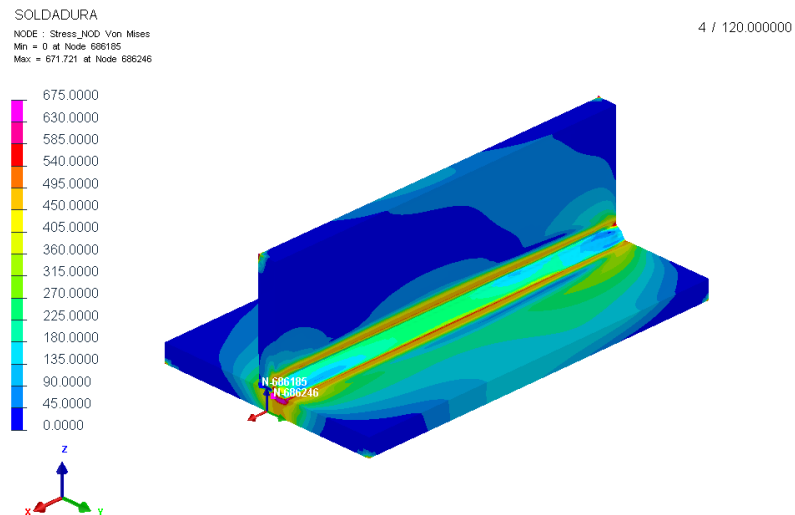


Figura 163. Campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises, em MPa.

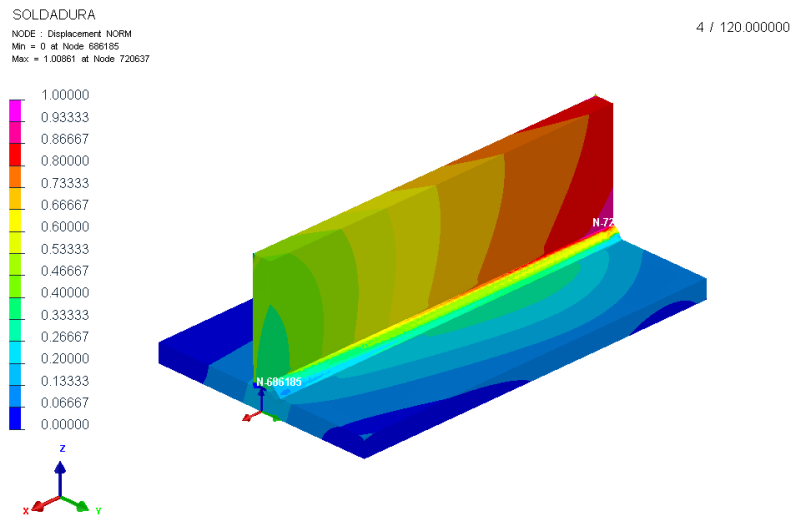


Figura 164. Campo de deslocamento equivalente, em mm.

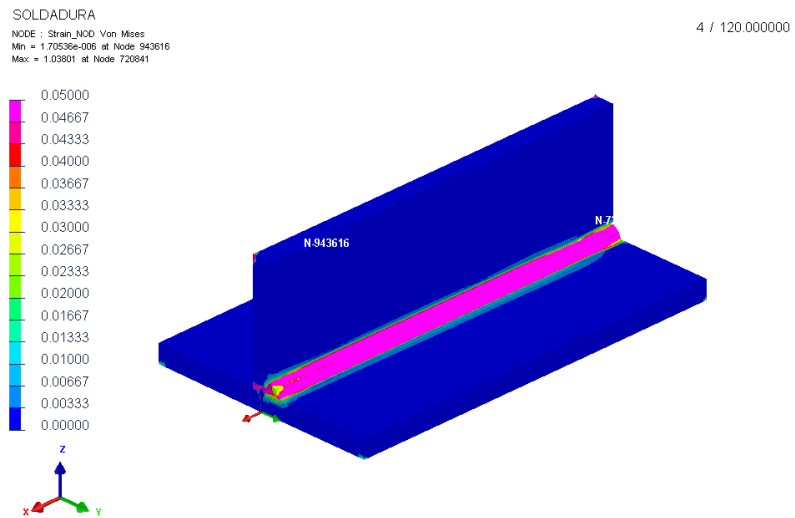


Figura 165. Campo de deformação  $\epsilon$ .

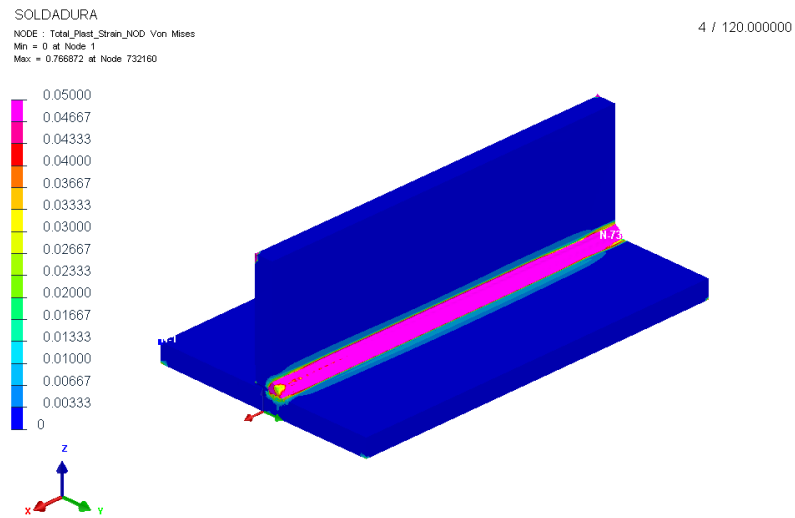


Figura 166. Campo de deformação  $\epsilon$  total plástica.

De seguida é apresentado novamente o deslocamento (Figura 164) com uma ampliação de 50 vezes do modelo de forma a ser possível observar melhor a distorção ocorrida no modelo após o processo de soldadura, e ainda secções de corte do modelo para ser possível uma melhor observação da variação dos resultados ao longo de toda a área do modelo. Devido a um erro a nível dos elementos finitos da malha de elementos quadráticos no software, estes apresentam uma deficiência na representação como é possível observar na Figura 167, Figura 169 e Figura 172. Desta forma optou-se por apresentar estes mesmos resultados para a simulação 24 a qual usa uma malha de elementos lineares e apresenta uma representação correta dos resultados referidos. Optou-se assim por inicialmente fazer uma comparação entre os dois tipos de malha para ser possível a identificação dos erros referidos, e posteriormente mostrar mais alguma da informação referida acima mas relativa apenas à malha de elementos lineares.

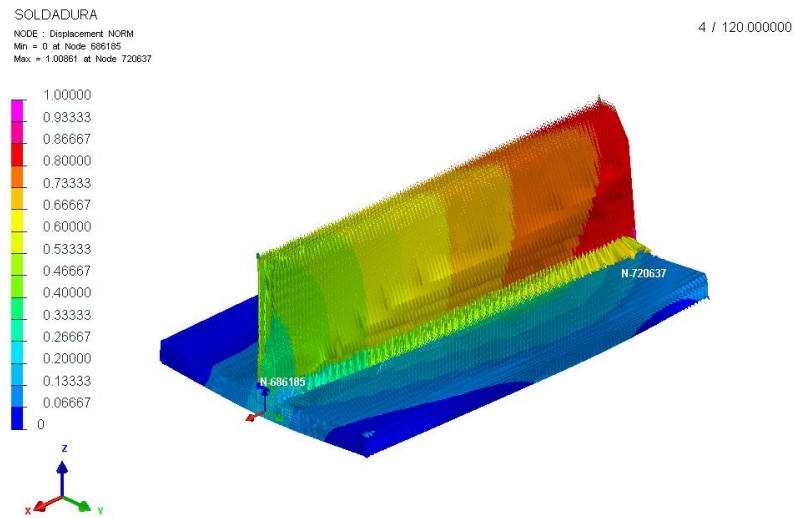


Figura 167. Campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 50 vezes e para uma malha de elementos quadráticos, em mm.

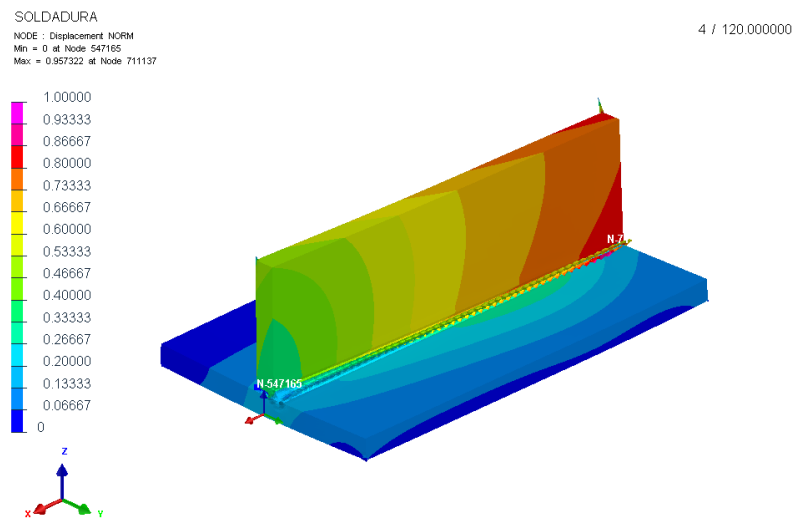


Figura 168. Campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 50 vezes e para uma malha de elementos lineares, em mm.



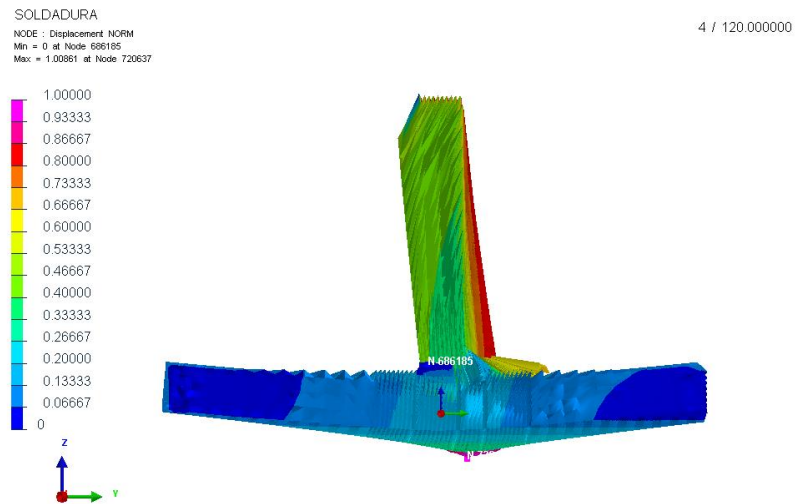


Figura 169. Representação 2D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 50 vezes e para uma malha de elementos quadráticos, em mm.

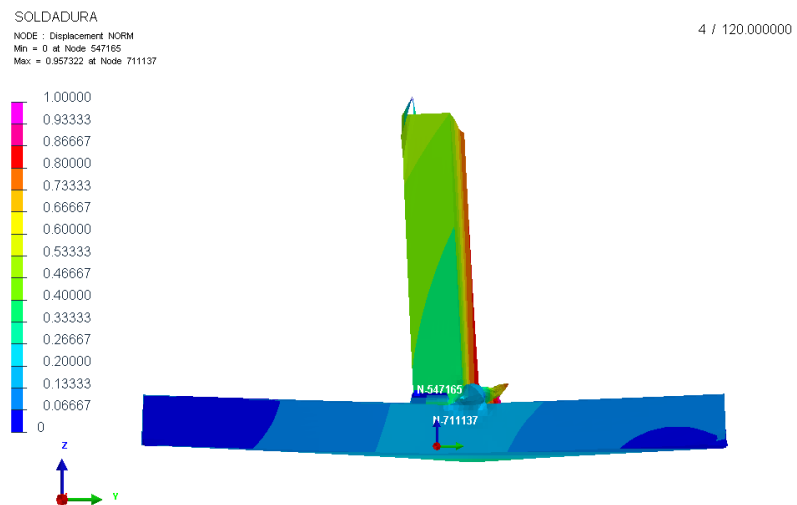


Figura 170. Representação 2D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 50 vezes e para uma malha de elementos lineares, em mm.

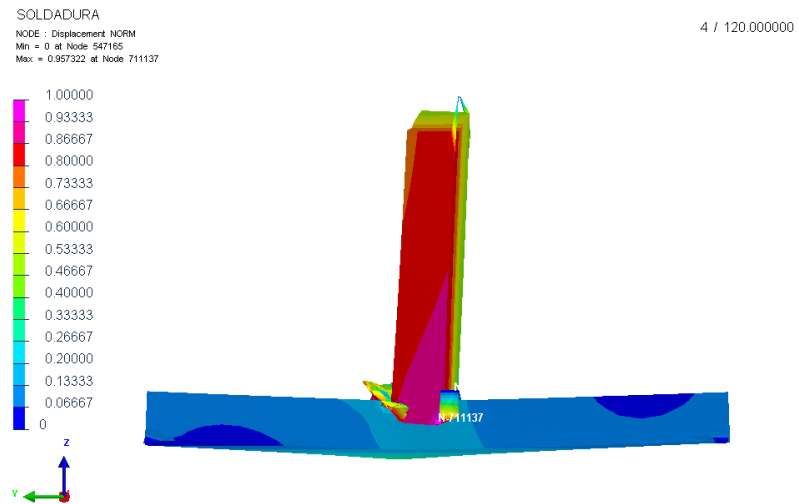


Figura 171. Vista contrária da representação 2D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 50 vezes e para uma malha de elementos lineares, em mm.

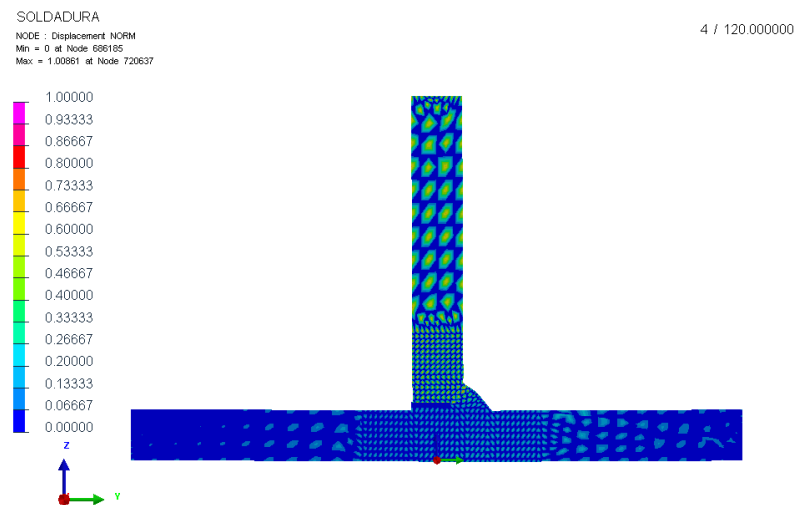


Figura 172. Representação 2D do campo de deslocamento equivalente, para um corte de secção a meio do modelo e para malha de elementos quadráticos, em mm.

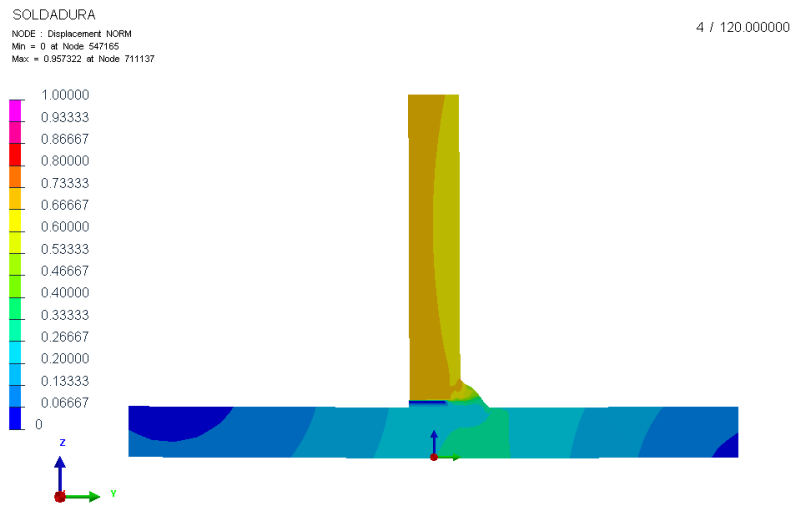


Figura 173. Representação 2D do campo de deslocamento equivalente, para um corte de secção a meio do modelo e para malha de elementos lineares, em mm.

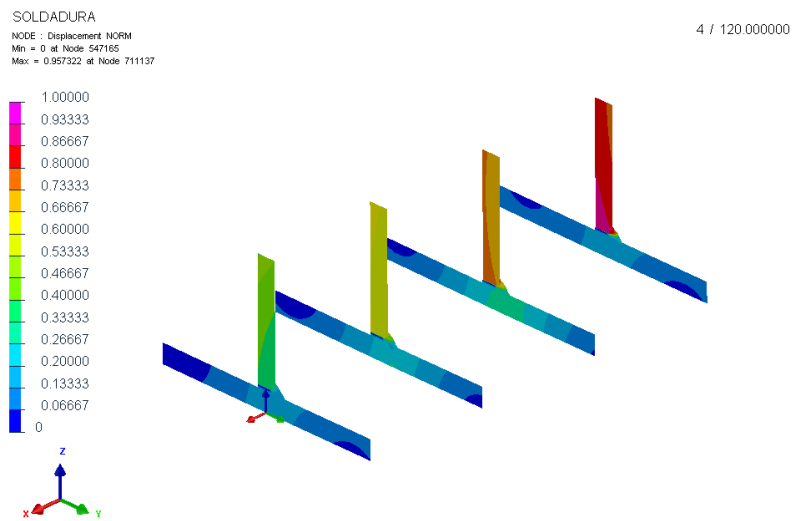


Figura 174. Representação do campo de deslocamento equivalente, para vários cortes de secção ao longo modelo e para malha de elementos lineares, em mm.

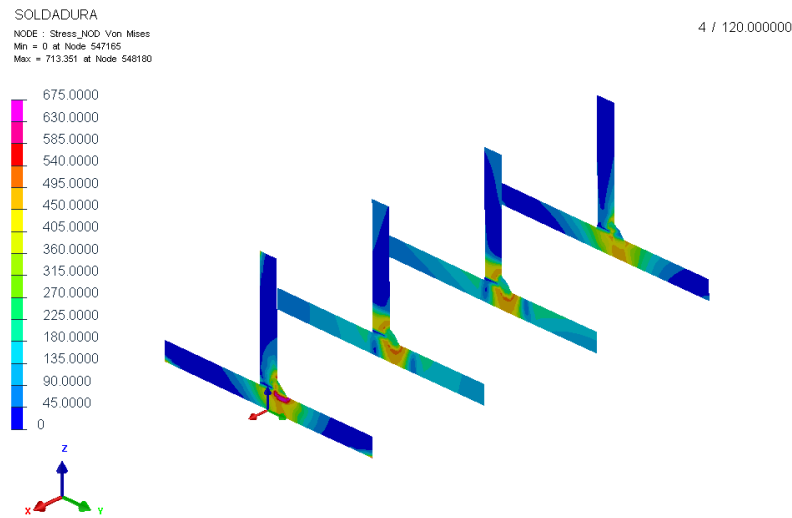
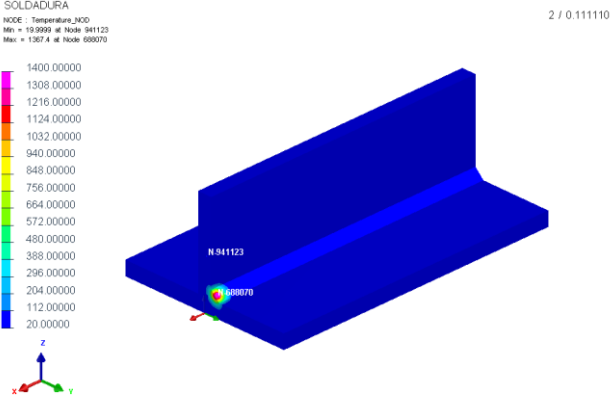
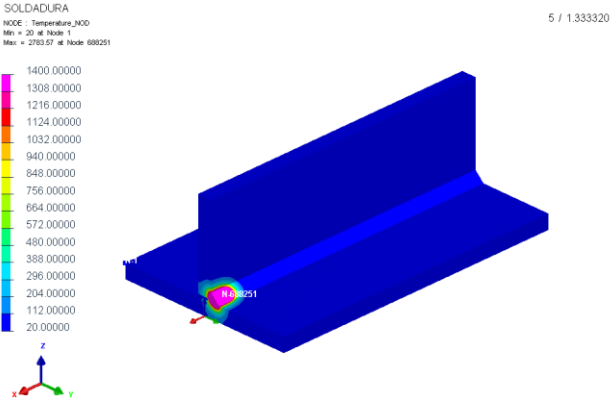
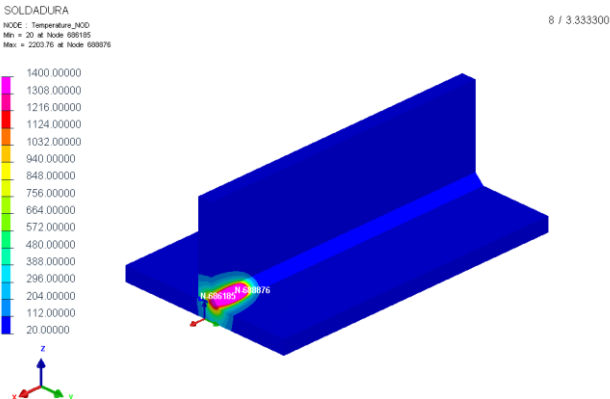


Figura 175. Representação do campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises, para vários cortes de secção ao longo modelo e para malha de elementos lineares, em MPa.

Por fim é ainda apresentado na Tabela 20 a variação da temperatura durante o processo de soldadura. Como é possível ver, esta tabela está dividida em duas colunas onde a primeira representa o instante e tempo (s) para esse mesmo instante, e a segunda representa o campo de temperatura (°C) para esse mesmo instante e tempo. Como é ainda possível ver também, apenas foram mostrados alguns dos 63 instantes totais da simulação. Com os instantes apresentados tenta-se representar a variação da temperatura durante todo o processo sem uma sobrecarga de informação. O instante onde a temperatura é máxima é o instante 5 de tempo 1.333 s, tal como seria de esperar pois é nos instantes iniciais que se estabelece a formação do arco elétrico do processo de soldadura, e a qual é a responsável pela maior entre energética do processo.

Como nota final a respeito da Tabela 20, é necessário referir que esta permite uma melhor percepção, comparação e ainda validação com conteúdo mencionado no capítulo 2.6.2 e o qual diz respeito aos modelos para fontes de calor em soldadura e respetiva distribuição de potência.

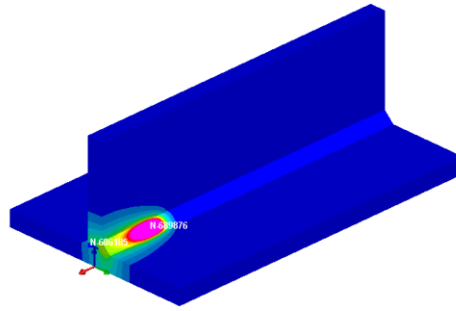
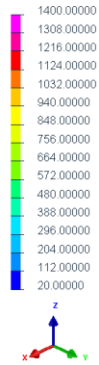
Tabela 20. Variação da temperatura ao longo do processo de soldadura.

Instante/ Tempo (s)	Campo de Temperatura (°C)
2/ 0.111	 <p>SOLDADURA                      NODE : Temperature_MCO                      Min = 19.9999 at Node 941123                      Max = 1357.4 at Node 688276</p> <p>2 / 0.111110</p> <p>1400.00000 1308.00000 1216.00000 1124.00000 1032.00000 940.00000 848.00000 756.00000 664.00000 572.00000 480.00000 388.00000 296.00000 204.00000 112.00000 20.00000</p> <p>z x y</p>
5/ 1.333	 <p>SOLDADURA                      NODE : Temperature_MCO                      Min = 20 at Node 1                      Max = 2793.57 at Node 688251</p> <p>5 / 1.333320</p> <p>1400.00000 1308.00000 1216.00000 1124.00000 1032.00000 940.00000 848.00000 756.00000 664.00000 572.00000 480.00000 388.00000 296.00000 204.00000 112.00000 20.00000</p> <p>z x y</p>
8/ 3.333	 <p>SOLDADURA                      NODE : Temperature_MCO                      Min = 20 at Node 696185                      Max = 2203.76 at Node 688276</p> <p>8 / 3.333300</p> <p>1400.00000 1308.00000 1216.00000 1124.00000 1032.00000 940.00000 848.00000 756.00000 664.00000 572.00000 480.00000 388.00000 296.00000 204.00000 112.00000 20.00000</p> <p>z x y</p>

12/ 5.999

SOLDADURA  
 NODE : Temperature\_JCO  
 Min = 20 of Node 558185  
 Max = 2102.51 of Node 659876

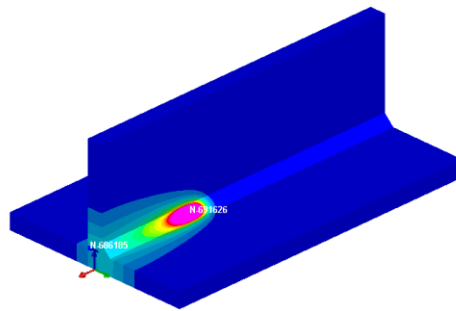
12 / 5.999940



19/ 10.666

SOLDADURA  
 NODE : Temperature\_JCO  
 Min = 20 of Node 558185  
 Max = 2100.87 of Node 659826

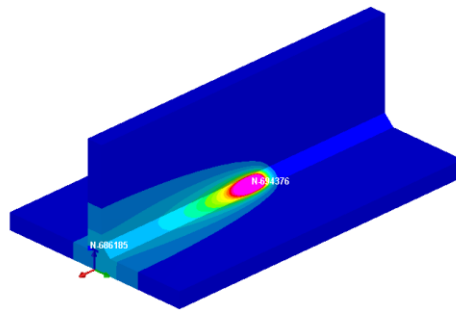
19 / 10.666560



30/ 17.999

SOLDADURA  
 NODE : Temperature\_JCO  
 Min = 20 of Node 558185  
 Max = 2100.87 of Node 654376

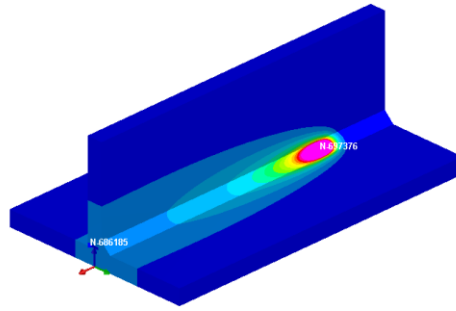
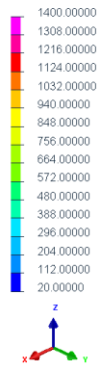
30 / 17.999823



42/ 25.999

SOLDADURA  
 NODE : Temperature\_JCO  
 Min = 20 at Node 508185  
 Max = 2100.87 at Node 657376

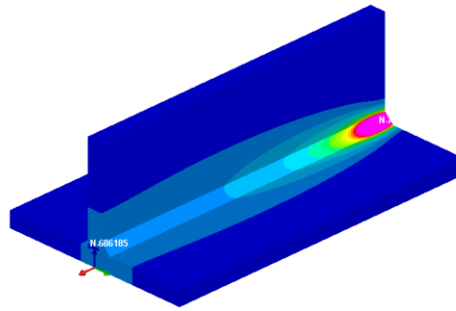
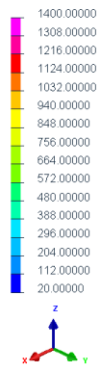
42 / 25.999746



52/ 32.666

SOLDADURA  
 NODE : Temperature\_JCO  
 Min = 20 at Node 508185  
 Max = 2208.9 at Node 700001

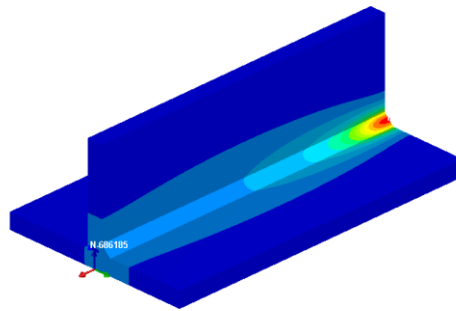
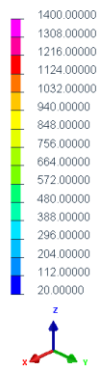
52 / 32.666344



55/ 34.999

SOLDADURA  
 NODE : Temperature\_JCO  
 Min = 20 at Node 508185  
 Max = 1158.08 at Node 700376

55 / 34.999672



## 4 Caso de Estudo: Permutador

No âmbito da presente dissertação foi ainda realizada a análise do processo de soldadura entre um tubo e uma chapa de um permutador de calor. As cotas respetivas estão apresentadas no anexo E do presente relatório. Como era pretendido um processo de soldadura que fosse capaz de obter uma soldadura resistente com pouca produção de tensões residuais e de distorções do modelo, foi escolhido para este estudo o processo de soldadura laser, também conhecido como LBW (Laser Beam Welding).

Para uma análise mais real do modelo em estudo foi executada a soldadura descrita numa empresa, A.F. Azevedos, especializa neste tipo de soldadura e a qual nos permitiu obter os parâmetros (velocidade, potência do laser, etc) para duas soluções diferentes de soldadura para este modelo e as quais serão explicadas posteriormente. Com a soldadura executada foi possível a realização de uma análise metalográfica, por forma a obter as características ideais da geometria do cordão e uma análise da metalúrgica da zona da soldadura. Com estas propriedades e características é possível a simulação rápida do modelo através do Sysweld sem a necessidade de calibração do modelo, e de forma a obter informação relevante referente à soldadura realizada.

De forma semelhante ao capítulo 3, também neste capítulo serão abordadas as várias etapas necessárias à execução da simulação do modelo referido através do software Sysweld.

### 4.1 Análise metalográfica

Como referido pretende-se estudar a aplicação do processo LBW (*Laser Beam Welding*) à ligação de chapa e tubo de aço, nas condições esquematicamente apresentadas na Figura 176. A geometria dos dois componentes a ligar cria uma separação entre eles. Assim foram ensaiadas as soluções de focar o laser na região “A” ou na região “B”, designadas por “soldadura à superfície” e “soldadura em profundidade”, respetivamente.

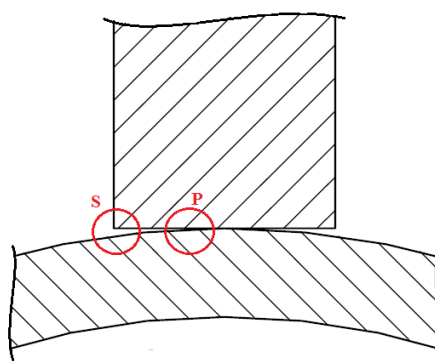


Figura 176. Representação esquemática dos componentes soldados assim como a região da ligação designada “à superfície”, S, e “em profundidade”, P.



A soldadura a laser (Laser Beem Welding) entre a chapa e tubo de aço realizada pela empresa A.F. Azevedos, foi então objeto de uma análise metalográfica. Para isso foram realizados cortes perpendiculares aos cordões, apresentados na Figura 177, de onde foram recolhidas três amostras da soldadura afim de se proceder à análise referida: uma pequena amostra da soldadura à superfície e duas da soldadura em profundidade. Foram examinados ambos os lados de cada amostra (lado A e B). É ainda possível ver no anexo F, o desenho de definição relativo às dimensões dos cortes perpendiculares e amostras feitos.

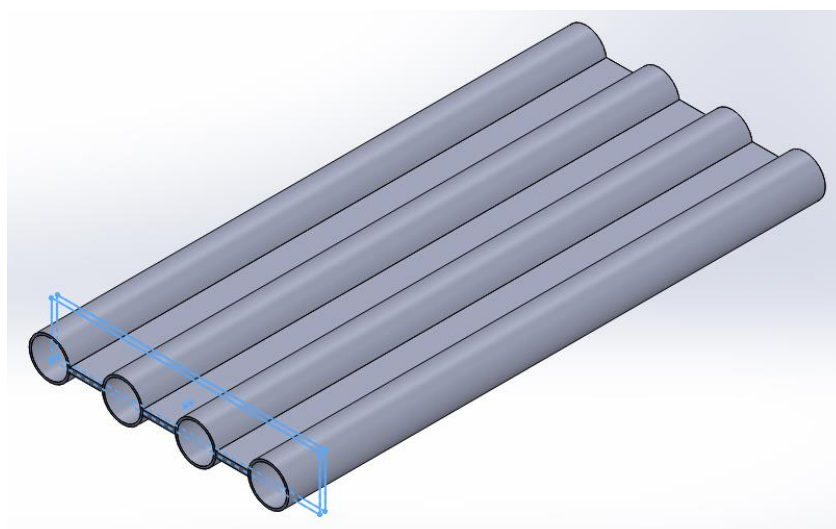


Figura 177. Representação dos cortes perpendiculares aos cordões realizados.

Assim através da análise das amostras referidas, que constituem num total de seis modelos, foi possível a visualização da área da soldadura e da zona termicamente afetada, possibilitando o estudo do tipo de material existente, de tratamentos térmicos ocorridos durante o processo de soldadura e ainda de defeitos do cordão. Com esta informação é possível verificar a qualidade da soldadura e verificar se esta respeita as normas de dimensionamento da estrutura em estudo. Na Figura 178 estão apresentadas cada uma das amostras submetidas à análise.

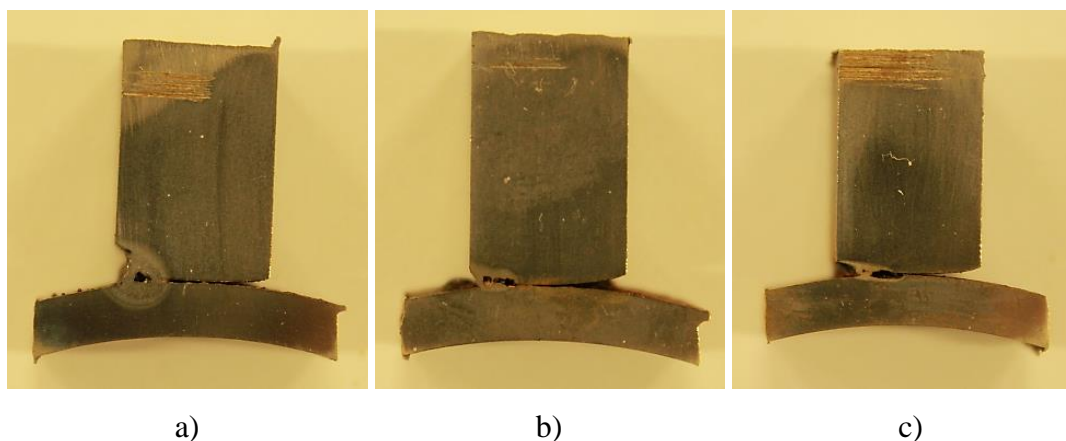




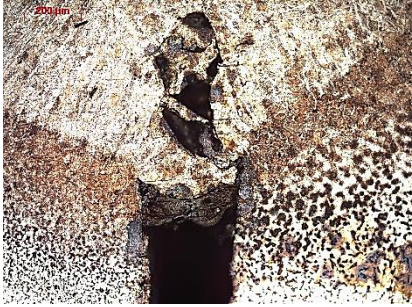
Figura 178. Amostras da soldadura laser à superfície a), e em profundidade b) e c), amostra 1 e 2 respetivamente.

### Resultados da análise metalográfica

A análise metalográfica foi feita com o auxílio de lixas metalográficas não adesivas com 200 mm de diâmetro e de granas 80, 180, 320 e 800 respetivamente. O lixamento foi feito à velocidade de 300 rpm e com o auxílio de água como lubrificante. O polimento, foi realizado recorrendo ao uso de panos para polimento auto adesivo com o auxílio de um lubrificante “Blueplan”. Os panos utilizados foram o *Durplan* o qual é indicado para as primeiras operações de polimento e que foi auxiliado com uma pasta de diamante de 3  $\mu\text{m}$  e o *Naplan* o qual é indicado para polimento final e que foi auxiliado por pasta de diamante de 1  $\mu\text{m}$ . Após o polimento foi efetuado o ataque químico com *Nital* a 2% durante um tempo de aproximadamente 120 s.

Este tratamento permitiu deixar a superfície de análise em condições favoráveis a uma boa visualização no microscópio. Neste a visualização foi feita recorrendo à ampliação ocular de x10 e a quatro lentes as quais ampliavam a amostra x5, x10, x20 e x50. De seguida são apresentadas imagens de duas amostras (uma da amostra da soldadura à superfície e a outra da soldadura em profundidade, especificamente a amostra 2, ambas do lado A), sendo que estas servem como apresentação dos resultados médios obtidos da análise realizada, isto é, são as amostras que melhor traduzem toda a informação obtida. Primeiramente estas são apresentadas em forma de tabela de forma a ser possível a comparação de imagens semelhantes obtidas com as várias lentes, com a posterior apresentação, em anexo, das imagens mais relevantes com uma ampliação superior de forma a permitir uma melhor visualização.

Tabela 21. Imagens retiradas do microscópio, para a soldadura à superfície e para as lentes x5 e x10.

	Lente x5	Lente x10
Soldadura		
Região Posterior da Soldadura		





<p>Lateral da Soldadura – Zona da Chapa</p>		
<p>Lateral da Soldadura – Zona do Cilindro</p>		
<p>Pormenor de Imperfeição</p>		

Tabela 22. Imagens retiradas do microscópio, para a soldadura à superfície, na zona da chapa e para as lentes x20 e x50.






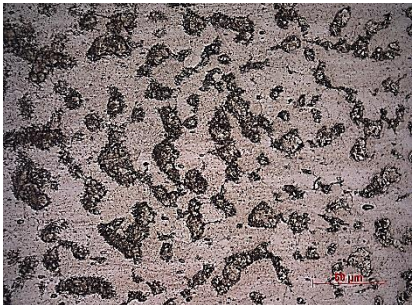

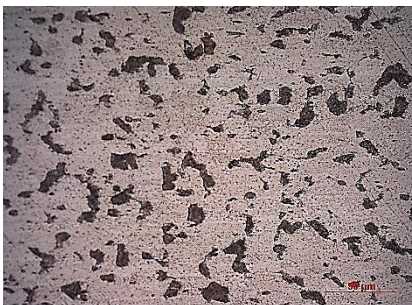
	Lente x20	Lente x50
Material da Soldadura – 1º Camada		
Material da Soldadura – 2º Camada		
Material da Soldadura – 3º Camada		
Material da Soldadura – 4º Camada		

Tabela 23. Imagens retiradas do microscópio, para a soldadura à superfície, na zona do cilindro e para as lentes x20 e x50.

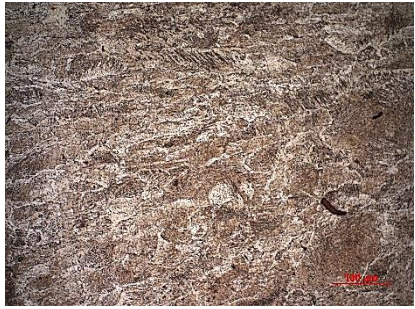

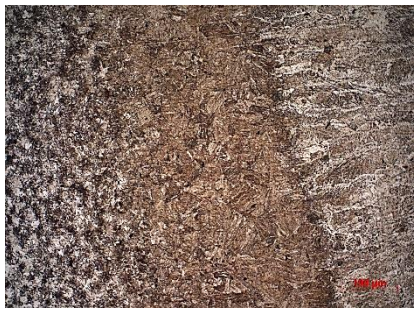




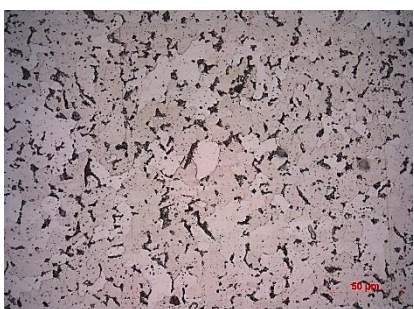



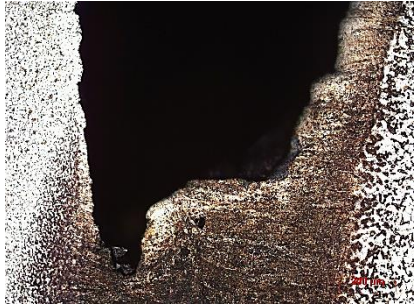

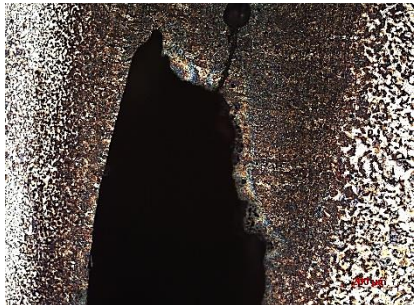
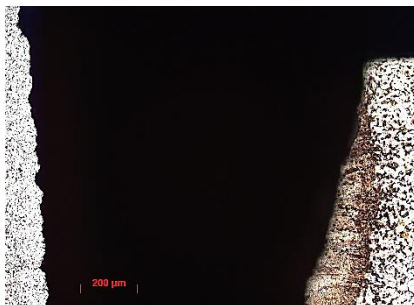




	Lente x20	Lente x50
Material da Soldadura – 1º Camada		
Material da Soldadura – 2º Camada		
Material da Soldadura – 3º Camada		
Material da Soldadura – 4º Camada		

Tabela 24. Imagens retiradas do microscópio, para a soldadura em profundidade e para as lentes x5 e x10.

	Lente x5	Lente x10
Soldadura		
Frente da Soldadura		
Região Posterior da Soldadura		
Pormenor de Início da Soldadura		

<p>Pormenor de Fim da Soldadura</p>		
-------------------------------------	--	--

Tabela 25. Imagens retiradas do microscópio, para a soldadura em profundidade, na zona da chapa e para as lentes x20 e x50.

	Lente x20	Lente x50
<p>Material da Soldadura – 1º Camada</p>		
<p>Material da Soldadura – 2º Camada</p>		




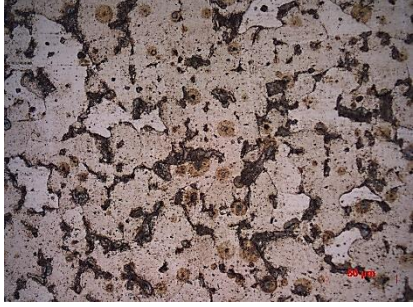



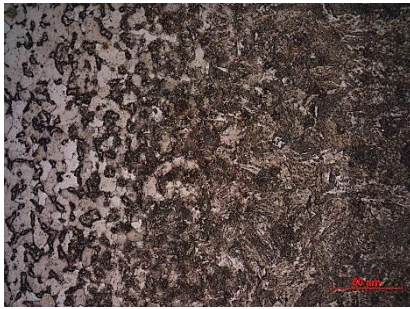
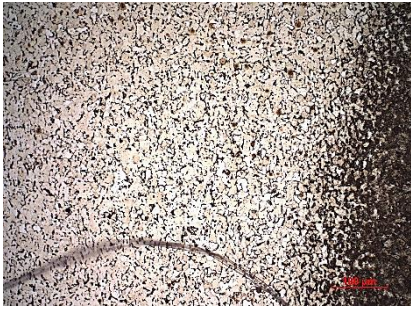


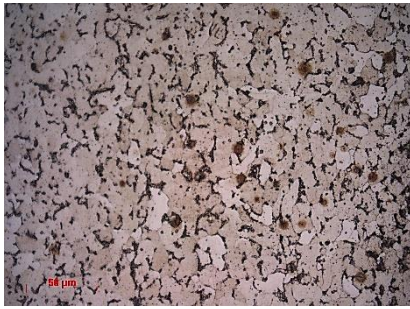
<p>Material da Soldadura – 3° Camada</p>		
<p>Material da Soldadura – 4° Camada</p>		

Tabela 26. Imagens retiradas do microscópio, para a soldadura em profundidade, na zona do cilindro e para as lentes x20 e x50.

	Lente x20	Lente x50
<p>Material da Soldadura – 1° Camada</p>		



<p>Material da Soldadura – 2º Camada</p>		
<p>Material da Soldadura – 3º Camada</p>		
<p>Material da Soldadura – 4º Camada</p>		

Após a análise dos resultados apresentados acima conclui-se que a solução de soldadura que aparenta ser a mais resistente e com menor quantidade de defeitos é a solução designada por soldadura à “superfície”, sendo esta a que será utilizada nas respetivas simulações através do software Sysweld.

## 4.2 Execução da malha

Realizada a análise metalográfica referida no capítulo anterior e obtidas as características do cordão de soldadura procedeu-se à execução do modelo em Sysweld. De forma semelhante ao capítulo 3, também aqui a forma de construção do modelo e da malha serão as mesmas.

Assim, estão apresentadas na Figura 179 e Figura 180 as representações em 2D do permutador, as quais permitem visualizar o modelo em Sysweld do permutador e as várias zonas criadas para a construção da malha. Como já referido as cotas do permutador estão apresentadas no anexo E. Da mesma forma as coordenadas de cada um dos nós da representação 2D do modelo estão apresentadas no anexo G.

Também neste capítulo foi criado um catálogo de consulta das propriedades da malha e o qual se encontra no anexo H. No caso deste modelo foi necessária a criação de 3 nós fictícios (representados na Figura 180) os quais facilitaram a representação das zonas mais complexas junto ao cordão de soldadura no catálogo referido anteriormente. É importante referir que esses nós fictícios são impostos pelo software aquando da construção da malha e daí a necessidade de implementação e criação destes no catálogo.

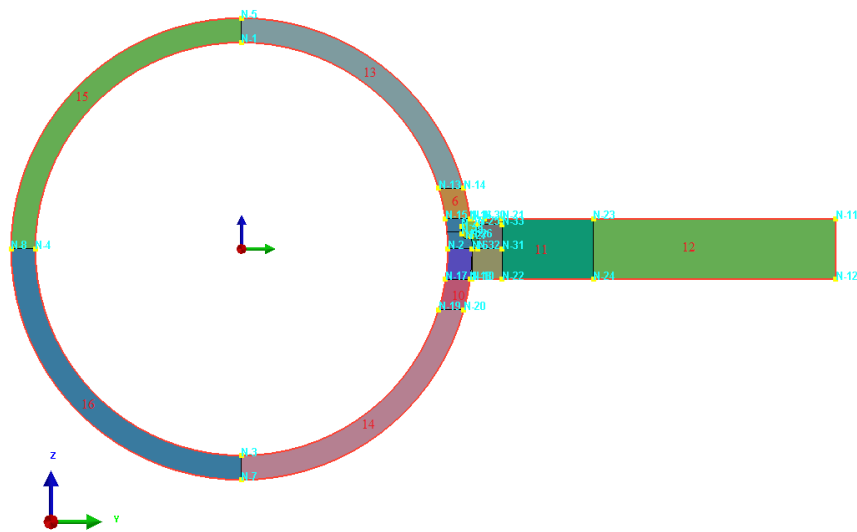


Figura 179. Representação 2D do Permutador, e respetivas áreas de execução da malha.

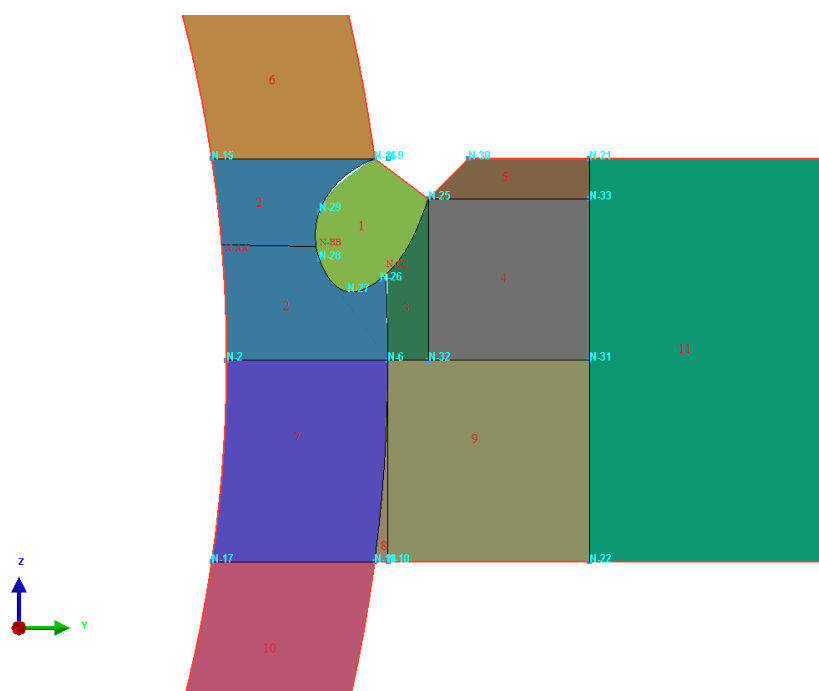


Figura 180. Pormenor da representação 2D do Permutador, e respectivas áreas de execução da malha.

Foram criados 2 modelos diferentes, correspondentes a 2 simulações, onde se fez diferir o parâmetro “Order” entre linear e quadrático. As restantes características utilizadas são iguais às utilizadas na simulação 29 do capítulo 3. Apesar de já realizada a análise de malha e a comparação entre os vários tipos desta, foi decidido aproveitar o facto de este modelo ser de uma complexidade muito maior para se obter mais informação relativa à comparação entre malhas lineares e quadráticas. Assim na Tabela 27 é então apresentada parte do catálogo relativo às propriedades da malha utilizada para cada simulação.

Tabela 27. Parte do catálogo relativo à informação de malha das simulações realizadas para o modelo do permutador.

Simulação_Descrição da malha	Set Element Size	Method			Número de Elementos no Comprimento	Número Total de Elementos no Modelo	Tempo de Execução da Malha [min]	Check-Element Quality	
		Type	Order	Method				Elementos	Percentagem
Simulação 1_ Elemento Hexa-Tetra	1	Hexa-Tetra	Quad	Auto	200	75800	30-60	7800	10.29%
Simulação 2_ Elemento Hexa-Tetra	1	Hexa-Tetra	Linear	Auto	200	322200	30-60	9209	2.86%

Através da observação da Tabela 27 é então possível verificar, tal como referido, a semelhança das propriedades de malha com as da simulação 29 do capítulo 3. No caso destes modelos foi possível o uso de 200 elementos no seu comprimento, o que é uma mais-valia tal como referido nos resultados da análise de malha do capítulo 3. Podemos ver ainda (e tal como seria de esperar pois já foi constatado), que a malha quadrática apresenta uma percentagem de violação de verificação dos parâmetros de qualidade de malha elevada em comparação à malha linear, o que não significa que os resultados desta sejam de qualidade inferior como será verificado adiante e como já foi verificado no capítulo 3. Por fim podemos ainda ver que o número total de elementos no modelo é muito superior no caso da malha linear.

### 4.3 Propriedades da soldadura

Com as malhas construídas procedeu-se à inserção das propriedades da soldadura a utilizar. À semelhança do capítulo 3, os inputs serão semelhantes e apenas algumas propriedades variam entre as soldaduras de ambos os modelos. Os passos a seguir são exatamente os mesmos e são os necessários à introdução da informação do processo de soldadura no Welding Advisor (opção do software já referida anteriormente).

- Project Description

Name: SOLDADURA (Nome dado pelo utilizador da forma que este achar mais conveniente ao processo de soldadura a realizar);

Title: SOLDADURA (Por defeito o software dá o mesmo nome sendo que o utilizador pode modificar);

Working Directory: XXX (Pasta a partir da qual se está a trabalhar e para onde irão os resultados obtidos).

- Global Parameter

Computation: Solid (Pois a análise trata-se da de um sólido).

- Component Properties

Components:

Cilindro - Material: S355J2G3 (O material utilizado neste modelo é o mesmo que usado no modelo T-joint e as suas propriedades, tal como já referido, encontram-se no anexo D);

Placa - Material: S355J2G3.

Joints with Filler:

Apesar da possibilidade de utilização de material de adição em processos de soldadura laser, a empresa AF Azevedos, onde foi realizada a soldadura não possuía essa capacidade e por forma a obter uma simulação o mais real possível também aqui não será utilizado material de adição.

- Welding Process

Neste passo, e ao contrário do capítulo 3, já tinham sido obtidas as características do cordão de soldadura laser, sendo que por isso não foi necessário realizar calibração do modelo e os valores aqui referidos são os valores utilizados durante a simulação.

Process Type: Laser;

Energy/unit Length of Weld: J/mm;

Velocity: mm/sec.

Weld Line:

Weld Line: J01\_PATH;

Filler Material: (Como referido anteriormente não existe material de adição no processo e assim este parâmetro não existe e aparece em branco);

Welding Group: J01\_LOAD;

Reference Line: J01\_REF;

Start Node: J01\_SNO;

End Node: J01\_ENO;

Star Element: J01\_SEL.

Weld Pool:

Heat Source: Beam;

Velocity: 60.006 (Este parâmetro foi fornecido pela empresa AF Azevedos, sendo esta a velocidade do processo utilizada para a soldadura do modelo);

Initial Time: 0.000;

End Time: 3.333.

Estimated:

Top Dia.: 2.000 (Este parâmetro e os seguintes foram obtidos através da análise efetuada no capítulo 4, e a qual nos permitiu obter a geometria e dimensões do cordão de soldadura tal como é possível observa na Figura 181. É importante referir que estes valores são aproximados pois não foram realizadas medições precisas no cordão de soldadura para a obtenção dos mesmos. Assim este parâmetro é então referente ao diâmetro superior do cordão de soldadura.);

Bottom Dia.: 1.000 (Este parâmetro é referente ao diâmetro inferior ou de fundo do cordão de soldadura);

Penetration: 3.000 (Este parâmetro é referente à penetração do cordão de soldadura).

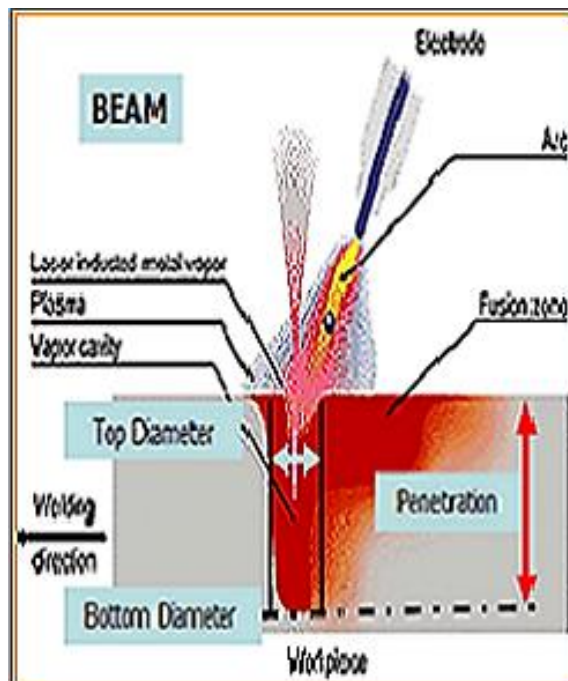


Figura 181. Propriedades físicas de um cordão de soldadura laser.

Energy:

Energy: 167.000 (Este parâmetro e os seguintes foram igualmente fornecido pela empresa AF Azevedos);

Efficiency: 1.000 (Este valor de eficiência é considerado 100%, já que o valor de energia utilizado contabiliza as perdas do processo);

Power Ratio:

Length Ratio:

Start/End Energy Ramp:

Beginning of weld: Length of Ramp:

Energy Factor:

Termination of weld: Length of Ramp:

Energy Factor: 1.000.

- Cooling Condition

Definition:

Collector: Part\_60;

Medium: Free Air Cooling;

Ambient Temp: 20.000.

Cooling Condition:

Name: Cooling\_Cond\_01;

Initial Time:0.000;

End Time: 60.000.

- Clamping Condition

Clamp Definition:

Collector: CilindroNoFixacao1, CilindroNoFixacao2,

PlacaNoFixacao1, PlacaNoFixacao2, PlacaNoFixacao3, PlacaNoFixacao4;

Type: Rigid (Este parâmetro diz respeito ao tipo de fixação/condição fronteira dos collectors definidos no parâmetro acima descrito. Para o problema descrito os nós escolhidos terão todas condições fronteira do tipo rígida e encastra nos 3 eixos, à exceção dos 2 nós junto ao cordão de soldadura, os quais apenas vão estar fixos segundo o eixo dos zz de forma a contrariar os esforços ocorridos durante o processo de soldadura e manter o modelo numa posição constante. Também aqui foi utilizada a mesma lógica descrita no capítulo 3 referente a gabaris de aperto hidráulico. Na Figura 182 é possível ver a representação desses mesmos nós e condições fronteira).

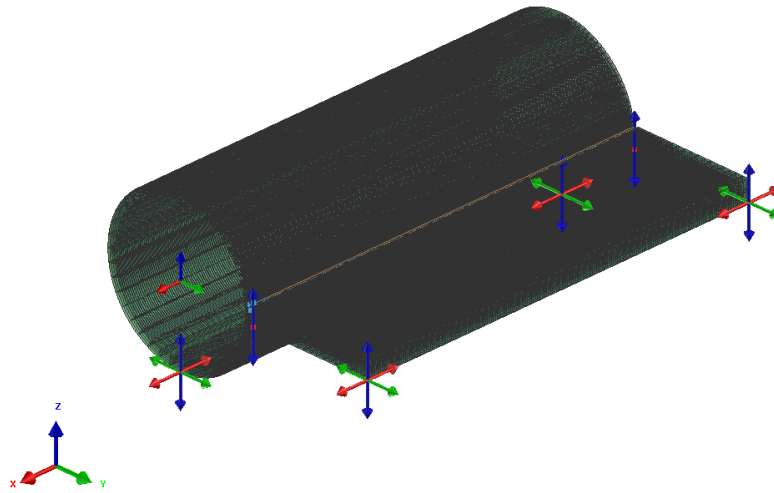


Figura 182. Nós de fixação e respetiva condição fronteira.

Clamping Condition:

Name: Clamp\_Cond\_01;

Initial Time: 0.000;

End Time: 120.000.

- Loads and Deformaions

Este passo não será aqui abordado pois diz respeito a cargas e deformações impostas à peça o que neste caso não vai suceder.

- Contact Definition

Identicamente ao passo sete este também não será aqui abordado pois diz respeito a condições de contacto, as quais não vão existir neste modelo.

- Solution Parameter

Tal como no capítulo 3 neste passo os parâmetros ficam inalterados e assim se procede a um processamento normal.

#### 4.4 Simulação dos modelos

Novamente e tal como no capítulo 3, também na simulação dos 2 modelos do permutador o método foi o mesmo. Isto significa que tanto o computador utilizado como as características da simulação foram as mesmas. Desta forma é apresentada na Tabela 28 a parte do catálogo do anexo H referente ao tempo de cálculo das simulações realizadas para o modelo do permutador.

Tabela 28. Parte do catálogo relativo à informação do tempo de cálculo das simulações realizadas para o modelo do permutador.

Simulação_Descrição da malha	Duração Simulação Thermo-Metalurgica (s)	Duração Simulação Mecânica (s)	Tempo Total (s)	Tempo Total (h)
Simulação 1_Elemento Hexa-Tetra	38825	340522	379347	105.37
Simulação 2_Elemento Hexa-Tetra	72059	554206	626265	173.96

Como é possível ver através da análise desta tabela os tempos de cálculo são aqui, muito superiores aos obtidos nas simulações do modelo T-joint. Este facto seria de esperar devido à maior complexidade do modelo como referido anteriormente. Podemos ainda notar novamente que apesar da malha quadrática necessitar de uma maior capacidade de cálculo, esta apresenta um menor tempo total de simulação do que a malha linear sendo que este fator se deve à quantidade de elementos das duas malhas a qual é muito menor na malha quadrática. Como já visto também apesar dessa diferença de elementos, não existe perda de qualidade nos resultados (muito pelo contrário) o que dessa forma nos leva a preferir malhas quadráticas devido a apresentarem melhores características e propriedades. Esta afirmação será confirmada através da análise dos resultados correspondentes a este modelo e referidos no capítulo seguinte.

#### 4.5 Resultados

Neste capítulo são apresentados alguns dos resultados obtidos (os que apresentam ser os mais importantes) através do software na forma de representações 3D do modelo. Como já referido e confirmado nestes novos resultados, existe um pequeno erro de representação dos resultados a nível da malha de elementos quadráticos. Desta forma e como a simulação deste modelo foi efetuada com ambos os tipos de malha, linear e quadrática, são apresentados os resultados de ambas as malhas de forma a contornar esse erro de representação e ainda de forma a ter mais uma comparação entre estas duas malhas.



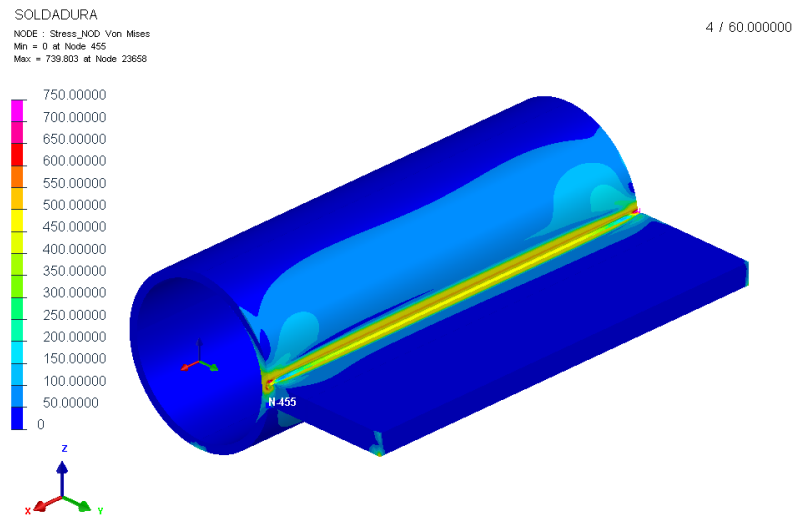


Figura 183. Campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises para malha de elementos quadráticos, em MPa.

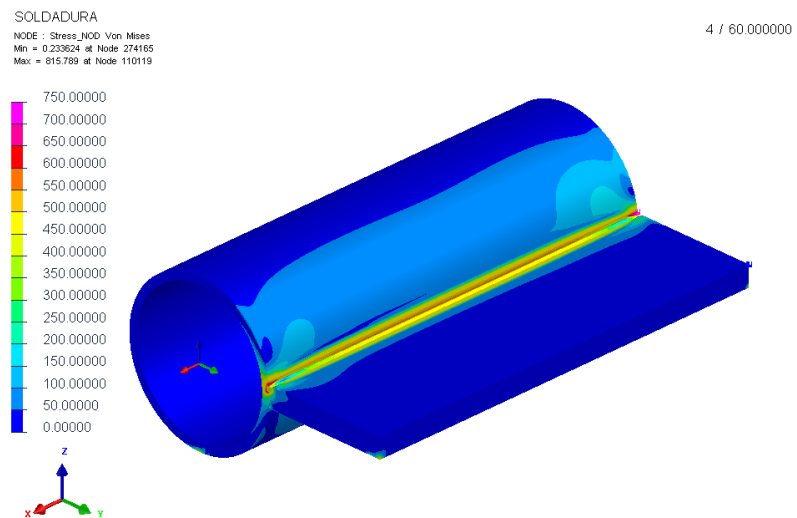


Figura 184. Campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises para malha de elementos lineares, em MPa.

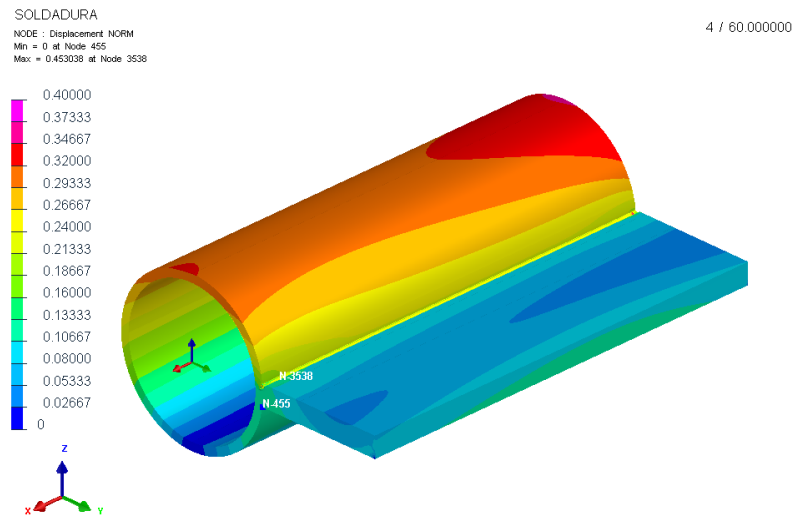


Figura 185. Campo de deslocamento equivalente para malha de elementos quadráticos, em mm.

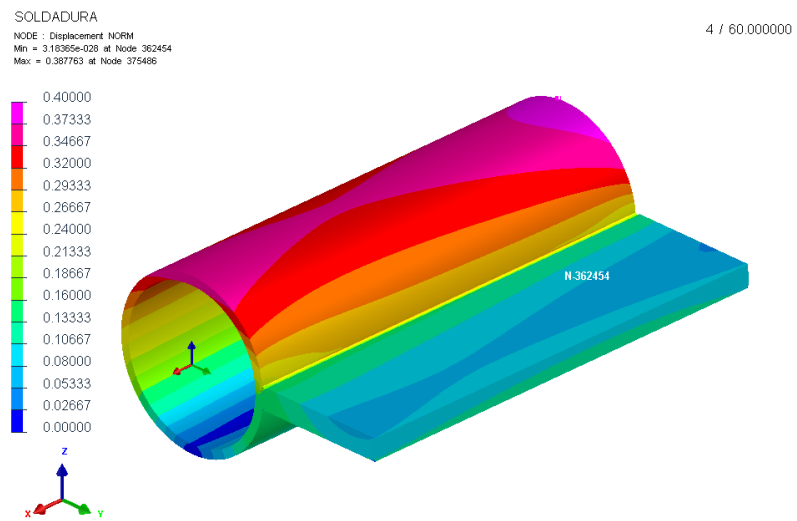


Figura 186. Campo de deslocamento equivalente para malha de elementos lineares, em mm.

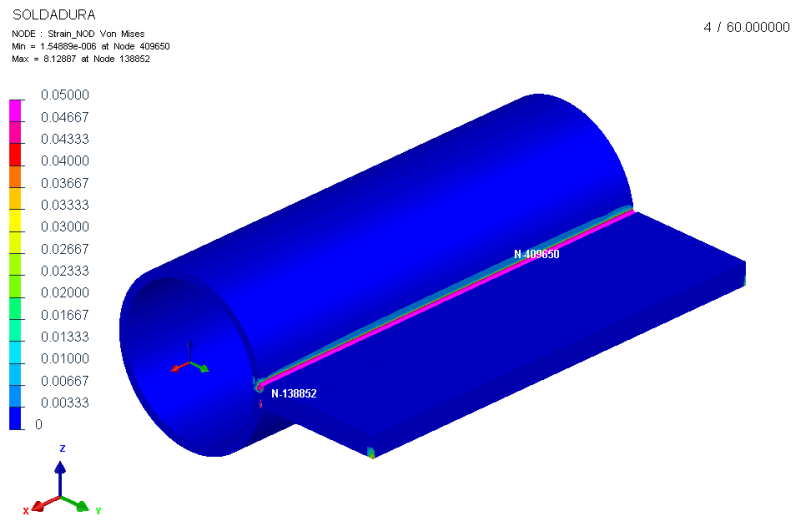


Figura 187. Campo de deformação  $\epsilon$  para malha de elementos quadráticos.

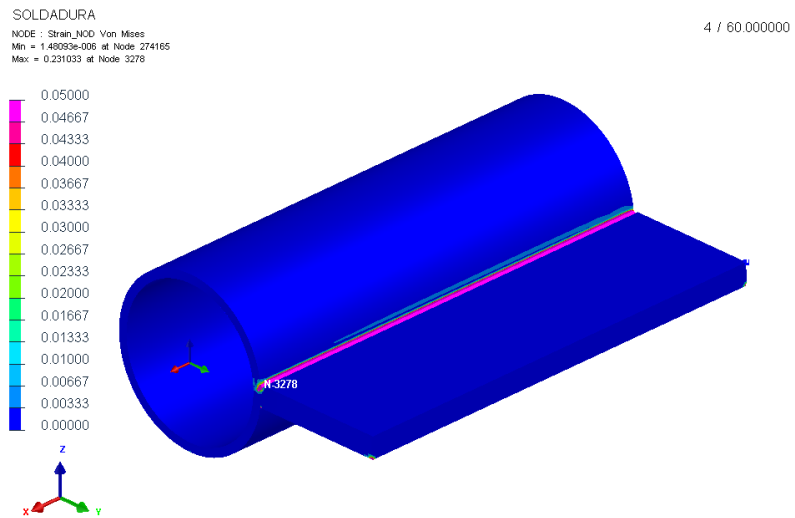


Figura 188. Campo de deformação  $\epsilon$  para malha de elementos lineares.

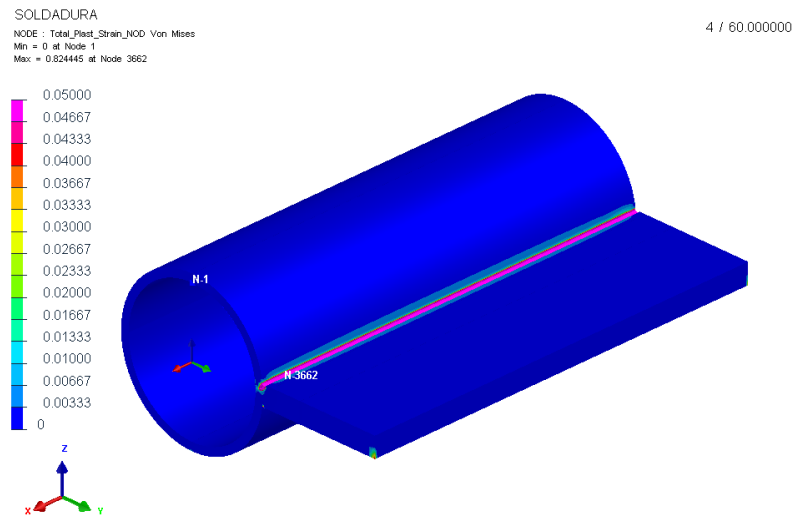


Figura 189. Campo de deformação  $\epsilon$  total plástica para malha de elementos quadráticos.

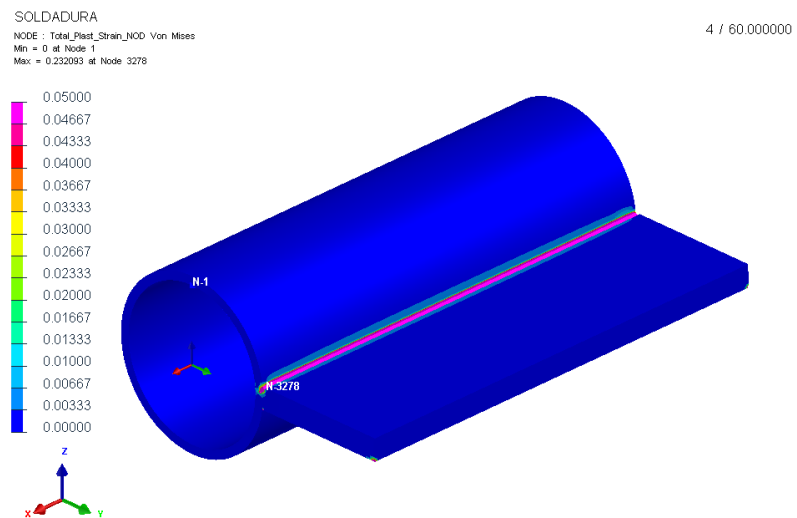


Figura 190. Campo de deformação  $\epsilon$  total plástica para malha de elementos lineares.

Através da análise destes resultados é possível ver que ambas as malhas apresentam resultados muito semelhantes entre elas. Desta forma é possível confirmar o que já foi referido no capítulo 3 referente ao facto de ser possível obter resultados semelhantes com os dois tipos de malha. Para além da confirmação desse facto também se confirma outro já referido e o qual referia que a obtenção de resultados semelhantes entre a malha de elementos lineares e quadrática requer uma maior quantidade de elementos por parte da malha linear, aproximadamente 4 vezes mais, o que complica a simulação e por sua vez exige mais tempo de calculo e capacidade do computador. É possível dizer ainda que apesar esses resultados serem semelhantes, existem algumas diferenças entre eles.

A nível da tensão ambas apresentam uma variação semelhante ao longo do modelo e apesar de terem valores de tensão máxima diferentes, a diferença não é muito significativa. Quanto ao deslocamento, ambas as malhas apresentam uma variação ligeiramente diferente ao longo do modelo, o que não significa que algum destes resultados esteja errado pois trata-se de valores muito pequenos, tanto a nível de resultados como a nível da diferença entre as malhas. Para além desse facto o valor máximo do deslocamento é muito próximo para ambas as malhas o que pode autenticar ambos os resultados. O único ponto negativo, importante a referir, é a localização do nó de deslocamento máximo no resultado da malha de elementos quadráticos o que apresentam ser um pouco inadequada.

Quanto à deformação e deformação plástica, ambas apresentam uma variação semelhante entre os dois tipos de malha. O único aspeto a referir nestes resultados é que o valor máximo de deformação para a malha de elementos quadráticos que apresenta um valor aparentemente errado.

De seguida são ainda apresentados os resultados para o deslocamento com uma ampliação de 25 vezes do modelo. Temos igualmente uma comparação entre ambas as malhas de forma a mostrar novamente o erro de representação ocorrido para este tipo de representação. Esse erro está apresentado na Figura 191 e Figura 193. Posto isto e por fim apresentam-se alguns resultados (deslocamento e tensão) numa representação de corte de secção para a malha de elementos lineares, sendo que é esta a que apresenta uma correta representação destes resultados como já referido.

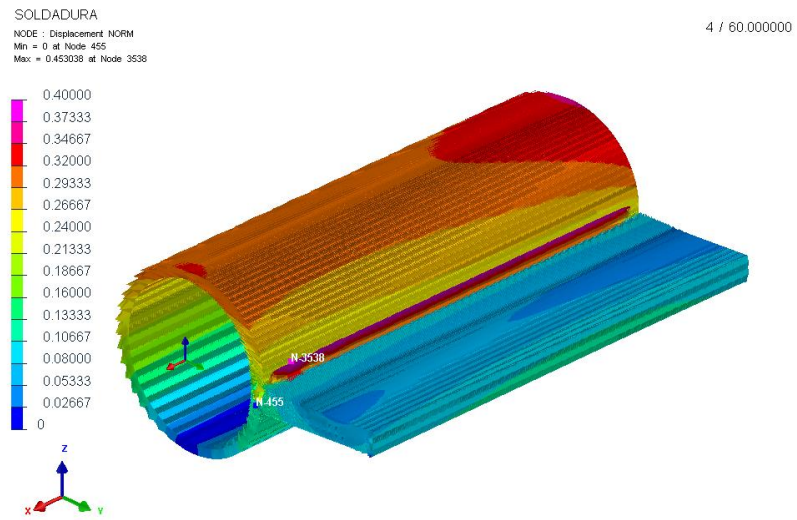


Figura 191. Representação 3D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 25 vezes e para uma malha de elementos quadráticos, em mm.

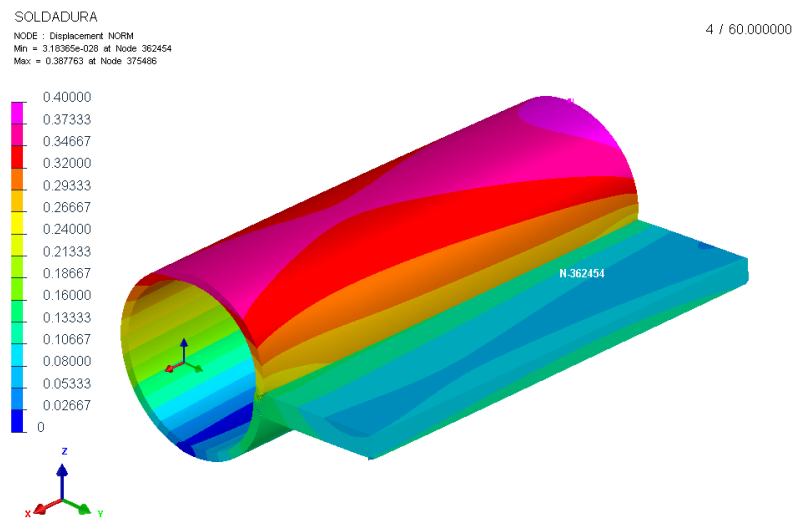


Figura 192. Representação 3D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 25 vezes e para uma malha de elementos lineares, em mm.

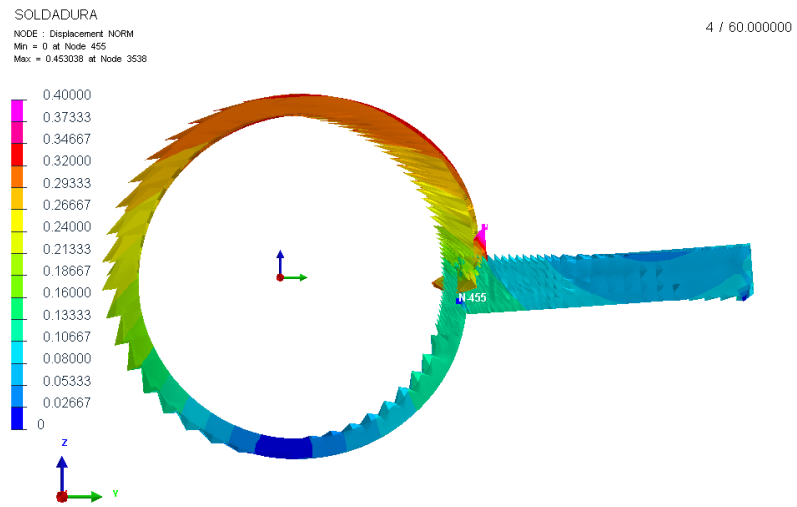


Figura 193. Representação 2D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 25 vezes e para uma malha de elementos quadráticos, em mm.

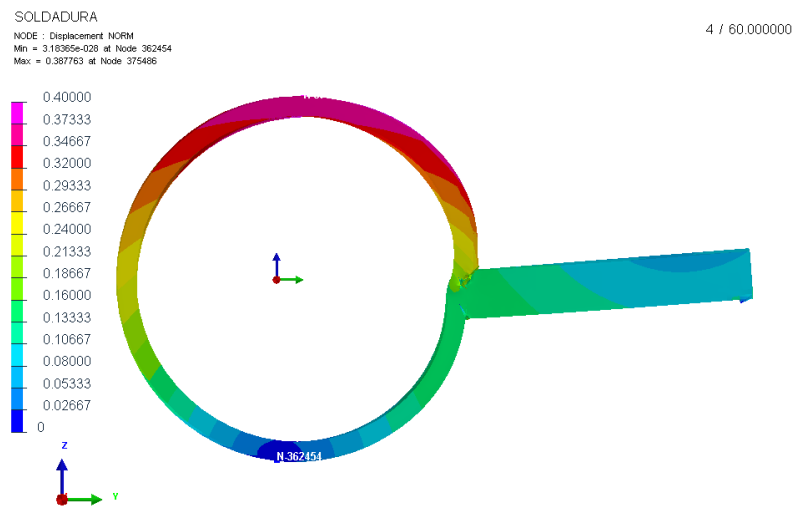


Figura 194. Representação 2D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 25 vezes e para uma malha de elementos lineares, em mm.

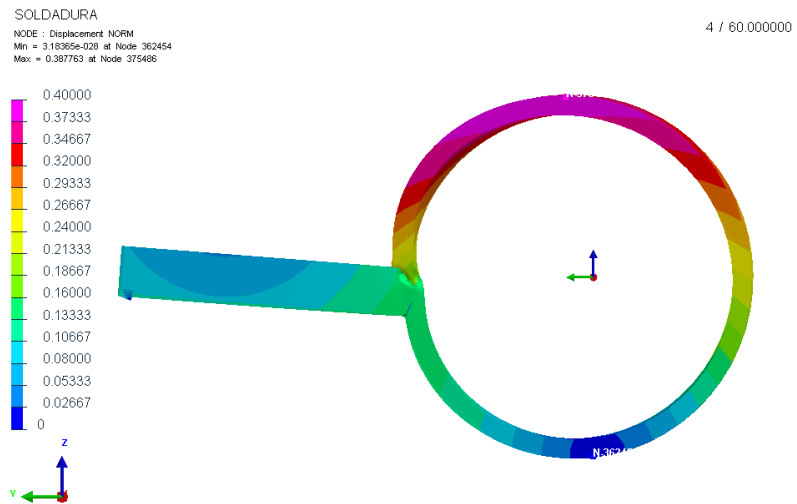


Figura 195. Vista contrária da representação 2D do campo de deslocamento equivalente, com uma ampliação de 25 vezes e para uma malha de elementos lineares, em mm.

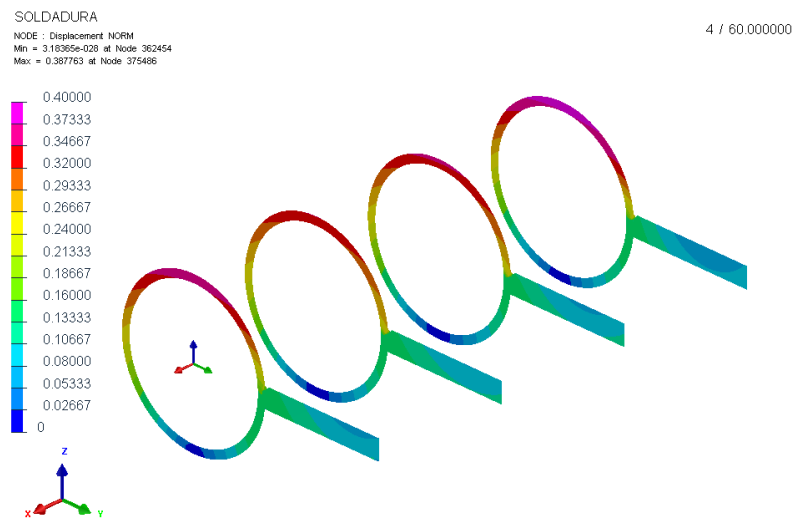


Figura 196. Representação do campo de deslocamento equivalente, para vários cortes de secção ao longo modelo e para malha de elementos lineares, em mm.



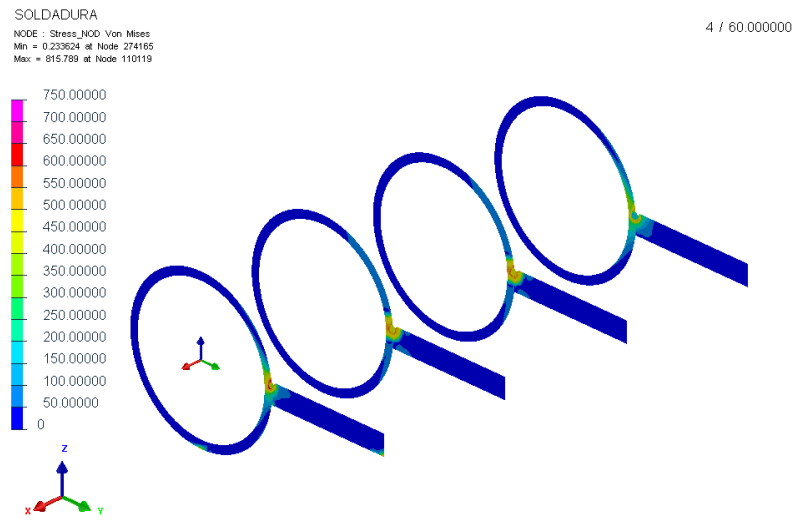


Figura 197. Representação do campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises, para vários cortes de secção ao longo modelo e para malha de elementos lineares, em MPa.

## 5 Caso de estudo: T-joint com dupla soldadura

Após a realização da análise da sensibilidade da malha do capítulo 3 e do caso de estudo proposto do permutador do capítulo 4, foi ainda considerado que seria interessante o estudo do modelo T-joint, usado na análise do capítulo 3, com soldadura de ambos os lados. Esse estudo permite assim obter uma noção do comportamento do software para o caso de um modelo com uma soldadura mais complexa, assim como o comportamento do modelo para essa mesma soldadura complexa. Esta soldadura é referida como complexa devido ao facto de na execução da segunda soldadura, o modelo já ter sido afetado com a passagem da primeira soldadura e assim ser necessário a consideração desta primeira na simulação da segunda.

Assim e de forma semelhante aos capítulos 3 e 4 são abordadas as várias etapas necessárias à execução da simulação do modelo referido através do software Sysweld. É necessário referir que as diferenças entre este modelo e o modelo do capítulo 3 são mínimas. Uma dessas diferenças diz respeito à malha, a qual para este modelo varia um pouco devido à criação de um novo cordão de soldadura. A outra diferença diz respeito às propriedades da soldadura, as quais neste modelo têm de ter em consideração a existência de dois cordões de soldadura.

### 5.1 Execução da malha

Como referido anteriormente e à semelhança do capítulo 3 e 4, a forma de construção do modelo e da malha serão as mesmas.

Aqui foi utilizado o modelo já existente do T-joint, o qual sofreu algumas alterações de forma a comportar o novo cordão de soldadura e a respetiva malha. Na Figura 198 é possível observar a representação em 2D do T-joint com dupla soldadura, a qual permite visualizar o modelo em Sysweld e as várias zonas criadas para a construção da malha. Nessa representação é possível observar ainda que para além de ter sido criada uma zona referente ao cordão de soldadura (zona 2), houve ainda uma pequena modificação nas zonas adjacentes a esta de forma a melhorar a malha junto ao cordão de soldadura, tal como já tinha sido efetuado para o primeiro cordão de soldadura.

Como o modelo do T-joint aqui utilizado é o mesmo que no capítulo 3, as cotas deste são as mesmas e podem ser revistas no anexo A. Quanto às coordenadas de cada um dos nós da representação 2D do modelo, e como são ligeiramente diferentes, estão apresentadas no anexo I. Igualmente neste capítulo foi criado um catálogo de consulta das propriedades da malha e o qual se encontra no anexo J.

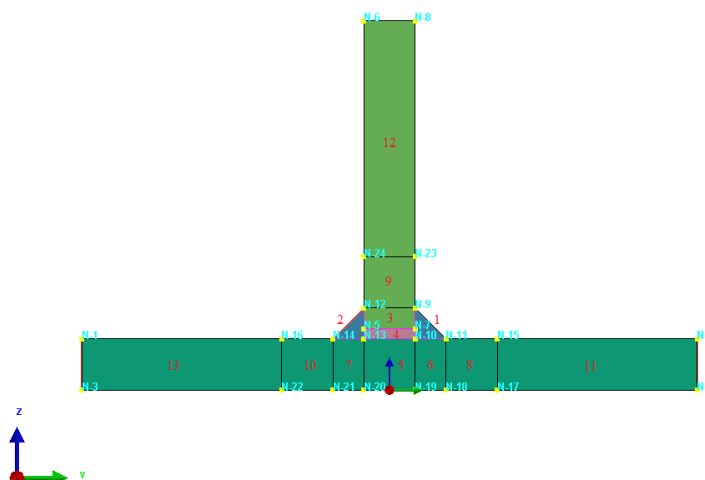


Figura 198. Representação 2D do T-joint com dupla soldadura, e respetivas áreas de execução da malha.

Para este modelo e devido à escassez de tempo, apenas foi criado uma única simulação. As propriedades do modelo e respetiva simulação são iguais às utilizadas na simulação 29 do capítulo 3. Na Tabela 29 é então possível visualizar parte do catálogo relativo às propriedades da malha utilizadas.

Tabela 29. Parte do catálogo relativo à informação de malha das simulações realizadas para o modelo do permutador.

Simulação_Descrção da malha	Set Element Size	Method			Número de Elementos no Comprimento	Número Total de Elementos do Modelo	Tempo de Execução da Malha [min]	Check-Element Quality	
		Type	Order	Method				Elementos	Porcentagem
Simulação 1_ Elemento Hexa-Tetra	1	Hexa-Tetra	Quad	Auto	100	68200	30-60	1800	2,64%

Através da análise da Tabela 29 é possível observar que apesar das propriedades desta simulação serem semelhantes às da simulação 29, existe uma diferença entre ambas e a qual se deve, logicamente, à malha de cada uma das simulações. Como nesta nova simulação o modelo apresenta um maior número de zonas (áreas de execução da malha da Figura 198) foi possível uma melhor distribuição da malha. Isto significa que a malha aqui criada apresenta elementos mais homogéneos e uniformes, com uma melhor transmissão de zona para zona, criando assim uma malha com uma percentagem de violação de verificação dos parâmetros de qualidade de malha inferior ao visto na simulação 29. É importante referir que apesar de esse valor de percentagem ser inferior ao da simulação 29, a diferença não é muito grande e que devido à utilização de elementos de ordem quadrática é esperado que ambas as simulações tenham bons resultados e os quais possam ser comparativos entre elas.

É ainda de mencionar que apesar dessa maior quantidade de zonas o número de elementos não é muito superior (até porque esse número está condicionado pela capacidade de cálculo do computador), pois como referido as propriedades da malha são semelhantes entre simulações.

Desta forma e através destes dados podemos concluir que quando é necessário o refinamento de uma malha, este é possível através da mudança das propriedades da malha diretamente na sua criação, como foi realizado na análise da sensibilidade de malha do capítulo 3 ou então através da criação de um maior número de zonas como foi realizado para este modelo. Estas zonas permitem como referido a criação de uma malha de qualidade superior, mas apresentando como inconveniente o facto de tornar o processo de criação do modelo e malha muito demorados. É assim de esperar que a união dos dois métodos referidos possibilite a execução de malhas de uma qualidade superior, o que é especialmente importante para modelos com geometrias complexas, Figura 178.

## 5.2 Propriedades da soldadura

Com a malha construída procedeu-se à inserção das propriedades da soldadura a utilizar. Como grande parte das propriedades de soldadura são semelhantes aos do capítulo 3 os inputs serão mantidos iguais, com apenas algumas modificações respetivas às diferenças entre as soldaduras de ambos os modelos. Como referido no início deste capítulo essas diferenças baseiam-se na existência de mais um cordão de soldadura e o qual deve ser adicionado aos inputs do software. Mostram-se novamente os passos a seguir para a introdução da informação do processo de soldadura no Welding Advisor.

- Project Description

Name: SOLDADURA;

Title: SOLDADURA;

Working Directory: XXX.

- Global Parameter

Computation: Solid.

- Component Properties

Components:

Placa1 - Material: S355J2G3;

Placa2 - Material:S355J2G3.

Joints with Filler:

J01\_WIRE – Material: S355J2G3;

J02\_WIRE – Material: S355J2G3.

- Welding Process

Este passo é onde existe a diferença de inputs referida e a qual se deve à diferença entre a soldadura do modelo T-joint e do modelo T-joint com dupla soldadura, pois aqui é necessário adicionar o 2º processo de soldadura. De seguida é mostrada então a informação referente aos dois processos de soldadura a introduzir no software. É ainda importante referir que tanto a geometria como a quantidade de energia utilizada para ambos os cordões é a mesma pois a quantidade de energia residual deixada pela passagem do 1º processo de soldadura não é suficiente para modificar estas características no 2º processo de soldadura.

Processo de soldadura 1/Processo de soldadura 2:

Process Type: General Arc/ General Arc;  
Energy/unit Length of Weld: J/mm/ J/mm;  
Velocity: mm/sec/ mm/sec.  
Weld Line:  
Weld Line: J01\_PATH/ J02\_PATH;  
Filler Material: J01\_WIRE/ J02\_WIRE;  
Welding Group: J01\_LOAD/ J02\_LOAD;  
Reference Line: J01\_REF/ J02\_REF;  
Start Node: J01\_SNO/ J02\_SNO;  
End Node: J01\_ENO/ J02\_ENO;  
Star Element: J01\_SEL/ J02\_SEL.  
Weld Pool:  
Heat Source: ARC/ ARC;  
Velocity: 6.000/ 6.000;  
Initial Time: 0.000/ 34.000;  
End Time: 33.333/ 67.333.  
Estimated:  
Length: 17.000/ 17.000;  
Width: 8.500/ 8.500;  
Penetration: 3.500/ 3.5000.  
Energy:  
Energy: 1500/ 1500;  
Efficiency: 0.700/ 0.700;  
Power Ratio: 1.200/ 1.200;  
Length Ratio: 0.500/ 0.500.  
Start/End Energy Ramp:  
Beginning of weld: Length of Ramp: 17.000/ 17.000;  
Energy Factor: 1.500/ 1.500;  
Termination of weld: Length of Ramp: 1.000/ 1.000;  
Energy Factor: 1.000/ 1.000.

- Cooling Condition

Neste parâmetro foi considerado uma única zona de arrefecimento para todo o processo de soldadura. Desta forma simplificou-se a simulação e evitou-se erros e dificuldades obtidas por parte do software a quando da criação de várias zonas de arrefecimento para tempos diferentes. Isto foi possível devido à análise feita pelo autor Tiago Lima, [18], e que refere ser praticamente irrelevante a consideração dessas várias zonas de arrefecimento ao invés de apenas uma.

Definition:

Collector: Part\_50;

Medium: Free Air Cooling;

Ambient Temp: 20.000.

Cooling Condition:

Name: Cooling\_Cond\_01;

Initial Time:0.000;

End Time: 120.000.

- Clamping Condition

Clamp Definition:

Collector: Placa1NoFixacao1, Placa1NoFixacao2, Placa1NoFixacao3, Placa1NoFixacao4, Placa2NoFixacao1, Placa2NoFixacao2, Placa2NoFixacao3, Placa2NoFixacao4;

Type: Rigid (Igualmente como no capítulo 3 e como apresentado na Figura 199 as condições de fronteira aqui utilizadas são as mesmas).

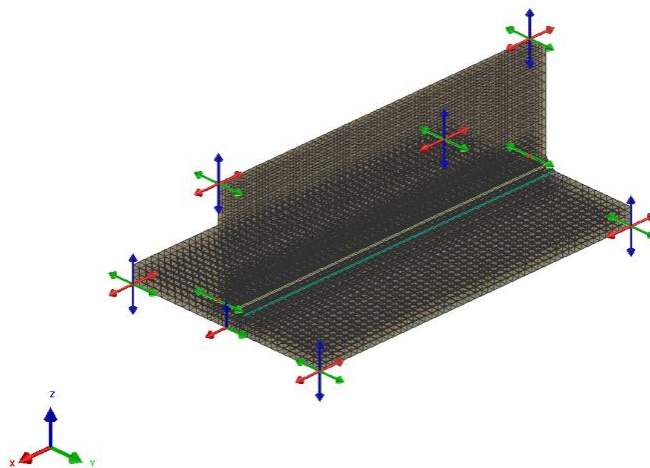


Figura 199. Nós de fixação e respetiva condição fronteira.

Clamping Condition:

Name: Clamp\_Cond\_02;

Initial Time: 0.000;

End Time: 120.000.

- Loads and Deformaions

Este passo não será aqui abordado pois diz respeito a cargas e deformações impostas à peça o que neste caso não vai suceder.

- Contact Definition

Identicamente ao passo sete este também não será aqui abordado pois diz respeito a condições de contacto, as quais não vão existir neste modelo.

- Solution Parameter

Tal como no capítulo 3 neste passo os parâmetros ficam inalterados e assim se procede a um processamento normal.

### 5.3 Simulação dos modelos

Após a execução da nova malha e de inseridas as propriedades da soldadura no software procedeu-se à simulação, a qual foi realizada em semelhança às do capítulo 3 e 4. Assim e de igual forma foi obtida a Tabela 30 a qual representa a parte do catálogo do anexo J referente ao tempo de cálculo da simulação realizada.

Tabela 30. Parte do catálogo relativo à informação do tempo de cálculo das simulações realizadas para o modelo do permutador.

Simulação_Descrição da malha	Duração Simulação Thermo-Metalurgica para 1º Soldadura (s)	Duração Simulação Mecânica para a 1º Soldadura (s)	Duração Simulação Thermo-Metalurgica para a 2º Soldadura (s)	Duração Simulação Mecânica para a 2º Soldadura (s)	Tempo Total (s)	Tempo Total (h)
Simulação 1_ Elemento Hexa-Tetra	8457	140767	7243	140957	297424	82.62

Como é possível ver através da análise desta tabela os tempos de cálculo são aqui, muito superiores aos obtidos nas simulações do modelo T-joint com apenas uma soldadura, . Esta situação é perfeitamente compreensível e seria de esperar visto este modelo apresentar dois cordões de soldadura e assim um processo de soldadura mais complexo.

Por outro lado, e como curiosidade, podemos observar que apesar da maior complexidade deste processo de soldadura, este não chega a ser tão complexo como o processo de soldadura do modelo do permutador e o qual apresenta tempos de simulação superiores mesmo com apenas um cordão de soldadura.

### 5.4 Resultados

Igualmente como feito nos capítulos 3 e 4, também neste capítulo são apresentados alguns dos resultados mais importantes na forma de uma representação 3D do modelo. Como é possível observar nas figuras seguintes, e devido à existência dos dois cordões de soldadura, são apresentadas duas figuras (duas representações) para cada um dos resultados sendo que cada uma destas diz respeito a uma vista distinta do modelo. Cada uma dessas vistas permite

observar cada um dos lados do modelo (cada um dos cordões de soldadura) de forma a comparar ambos os lados.

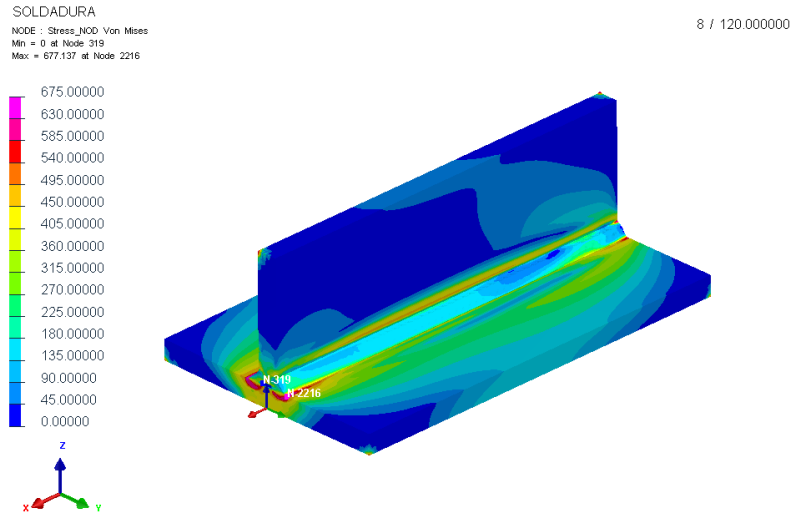


Figura 200. Campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises para malha de elementos quadráticos, em MPa.

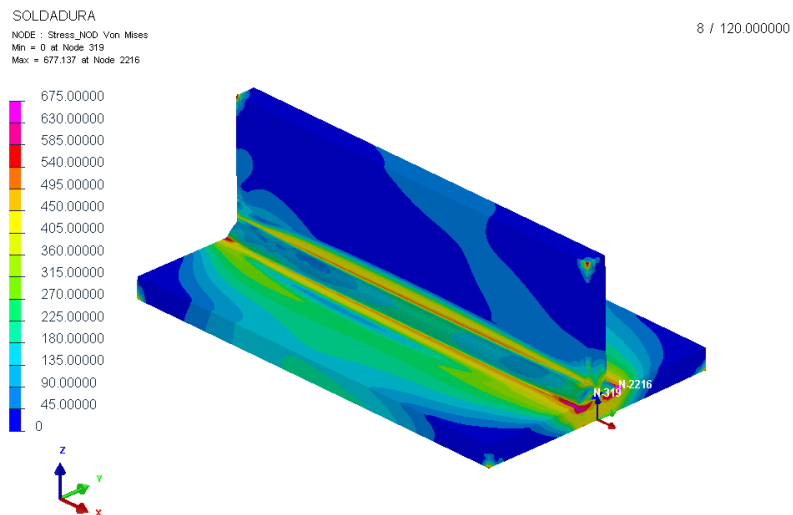


Figura 201. Campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises para malha de elementos quadráticos e vista do modelo sobre o segundo cordão de soldadura, em MPa.



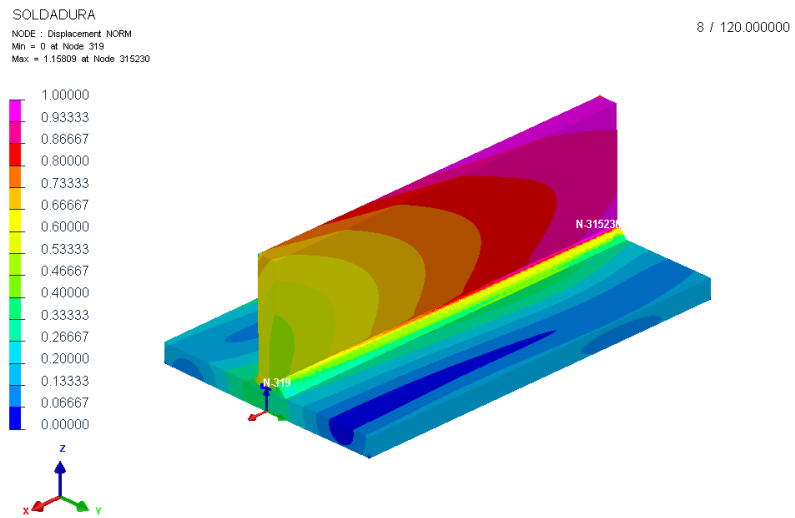


Figura 202. Campo de deslocamento equivalente para malha de elementos quadráticos, em mm.

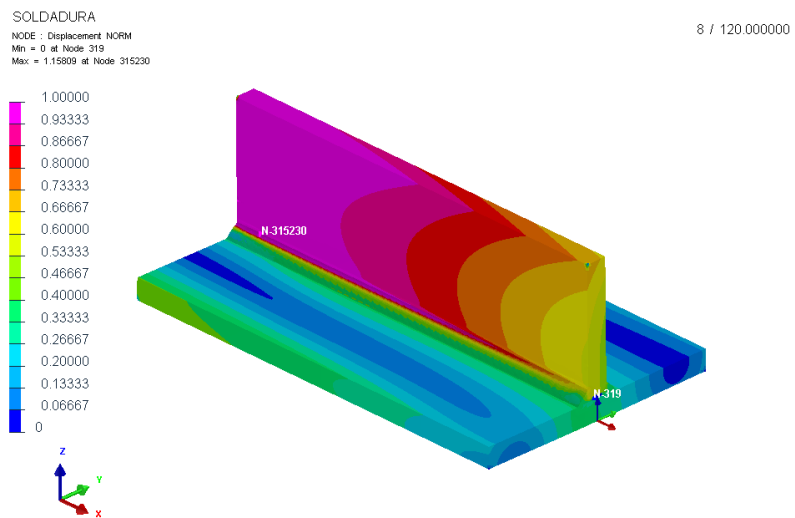


Figura 203. Campo de deslocamento equivalente para malha de elementos quadráticos e vista do modelo sobre o segundo cordão de soldadura, em mm.

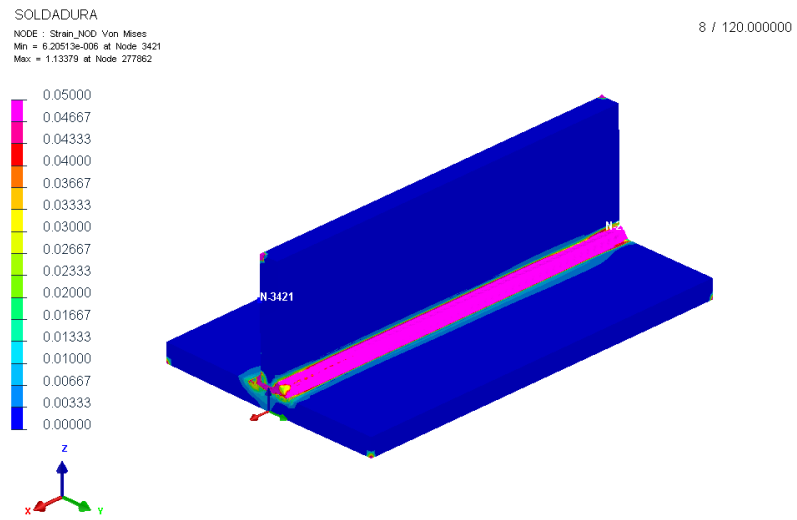


Figura 204. Campo de deformação  $\epsilon$  para malha de elementos quadráticos.

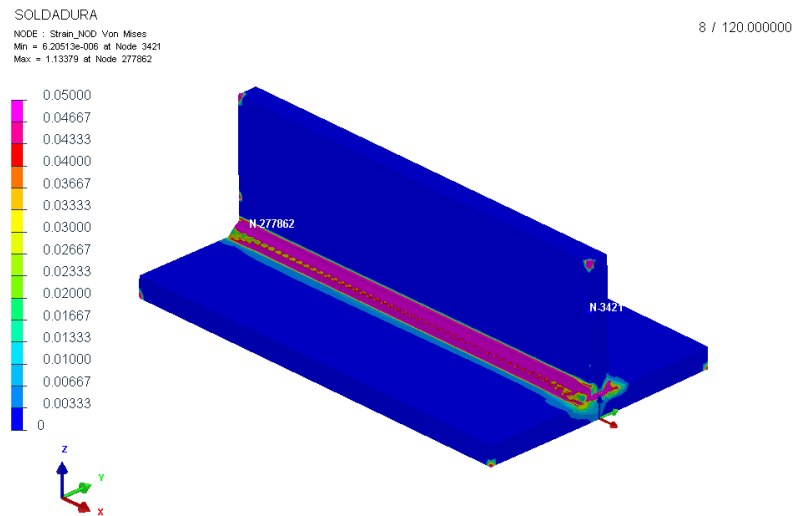


Figura 205. Campo de deformação  $\epsilon$  para malha de elementos quadráticos e vista do modelo sobre o segundo cordão de soldadura.

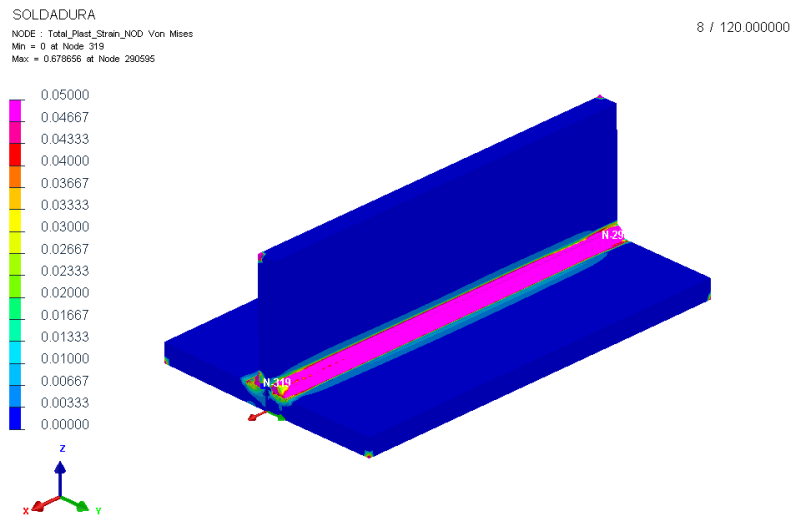


Figura 206. Campo de deformação  $\epsilon$  total plástica para malha de elementos quadráticos.

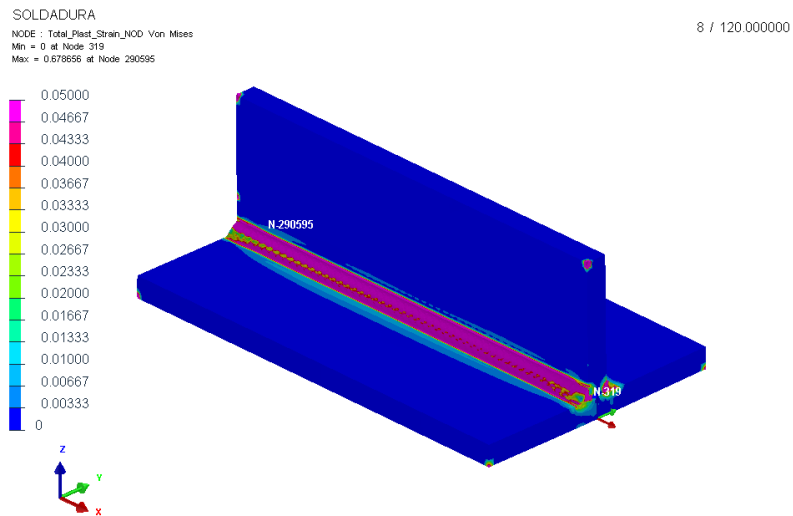


Figura 207. Campo de deformação  $\epsilon$  total plástica para malha de elementos quadráticos e vista do modelo sobre o segundo cordão de soldadura.

Nas figuras seguintes são apresentados novamente os mesmos resultados, com a particularidade de serem apresentados numa vista frontal do modelo o que permite ter uma melhor noção e comparação dos resultados de cada um dos lados do modelo.

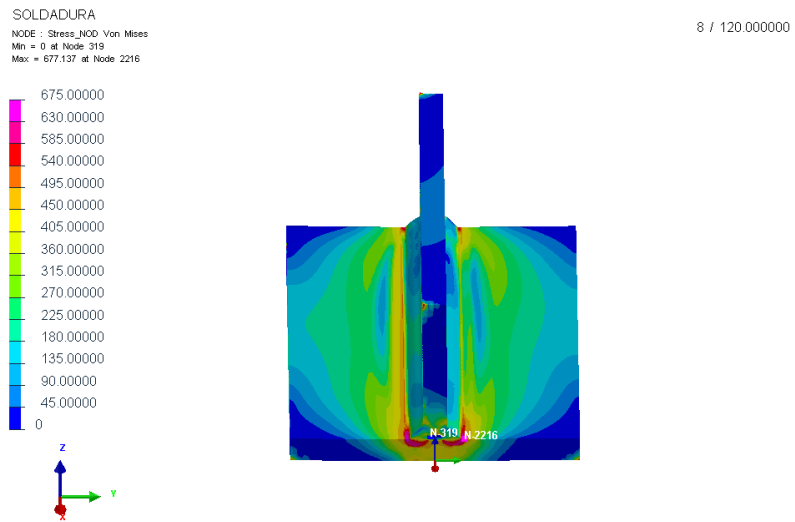


Figura 208. Campo de tensão equivalente segundo o critério de von Mises para malha de elementos quadráticos e vista frontal do modelo, em MPa.

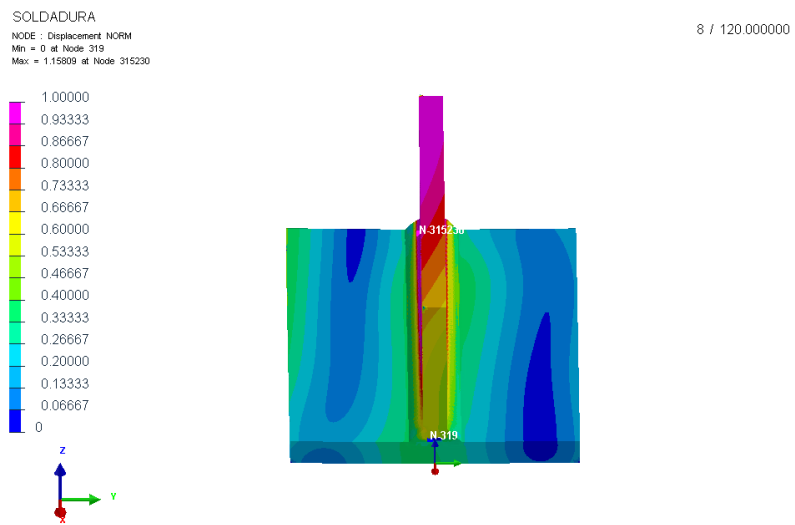


Figura 209. Campo de deslocamento equivalente para malha de elementos quadráticos e vista frontal do modelo, em mm.

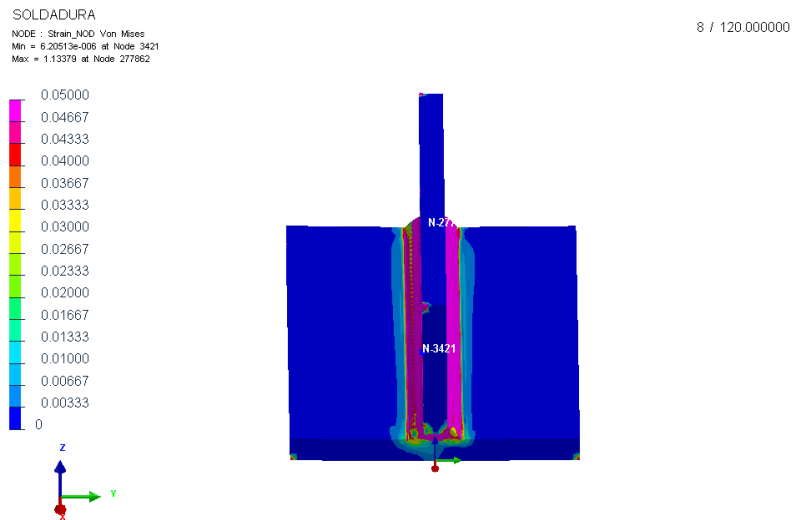


Figura 210. Campo de deformação  $\epsilon$  para malha de elementos quadráticos e vista frontal do modelo.

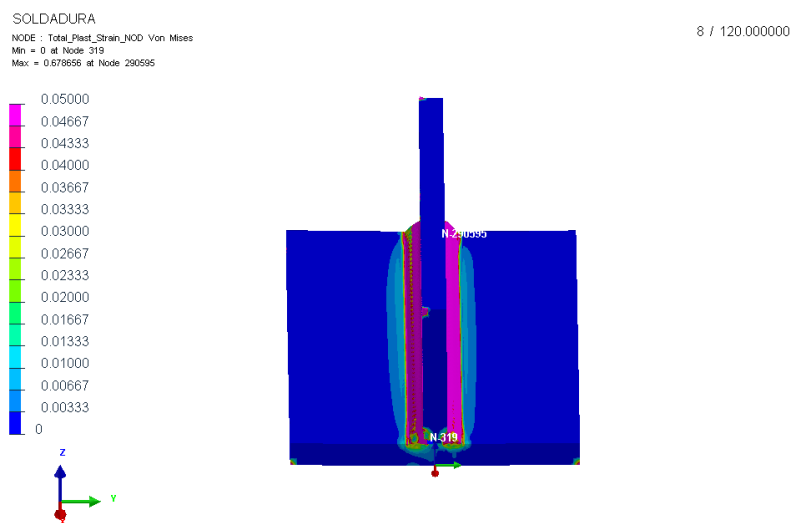


Figura 211. Campo de deformação  $\epsilon$  total plástica para malha de elementos quadráticos e vista frontal do modelo.

Através da análise destes resultados é possível concluir que o segundo processo de soldadura, ou seja, a geração do segundo cordão de soldadura não produz modificações relevantes a nível dos resultados máximos em comparação com o modelo T-joint (tensão máxima, deslocamento máximo, etc). O que se constata dessa comparação é que, a geração do segundo cordão produz uma distribuição dos resultados sobre o modelo diferente e mais ampla

(sobre uma área maior do modelo). Tal seria de esperar pois a geração do segundo cordão de soldadura produz novas tensões residuais no modelo.

É possível constatar ainda que, dividindo o modelo a meio segundo o eixo do xx, o lado do modelo correspondente ao do segundo cordão de soldadura apresenta valores mais acentuados nos resultados, sendo portanto o lado do modelo mais afetados. Isto leva a concluir que as elevadas temperaturas ocorridas durante a geração do segundo cordão de soldadura produzem um tratamento térmico sobre a superfície afetada pela geração do primeiro cordão de soldadura levando a uma atenuação dos valores das tensões residuais e por sua vez uma atenuação dos restantes resultados.

No capítulo seguinte é feita uma comparação entre o modelo T-joint e o modelo T-joint com dupla soldadura de forma a se ter uma melhor perceção do assunto acima referido.

### 5.5 Comparação entre o modelo T-joint e o modelo T-joint com dupla soldadura

Neste capítulo é então efetuada uma pequena comparação entre o modelo T-joint e o modelo T-joint com dupla soldadura de forma a se ter uma melhor noção da distribuição dos resultados ao longo do modelo. Para isso é utilizada a simulação 1 do modelo T-joint com dupla soldadura e a simulação 29 do modelo T-joint do capítulo 3, a qual apresenta as características mais próximas das usadas na simulação 1 como referido anteriormente. Para cada uma destas simulações é obtida a curva da tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo da largura do modelo e ao longo do comprimento do modelo. Estas permitem de uma forma simples e mais fácil efetuar uma comparação da distribuição e evolução dessa tensão ao longo de cada um dos modelos.

Para a obtenção das curvas de resultados referidas, foi utilizado o mesmo método utilizado no capítulo 3 e o qual é descrito a seguir na Figura 212, Figura 213 e Figura 214. Na Figura 212 é possível ver então a linha a amarelo que se situa a meio do comprimento da placa inferior ( $x=-100$  mm), na sua superfície superior ( $z=10$  mm) e estende-se a toda a largura desta, e de onde é retirada a curva de tensão  $\sigma_{xx}$ . Na Figura 213 e Figura 214 é também possível ver uma linha a amarelo, mas a qual neste caso qual se encontra no ponto  $y=15$  mm e  $y=-15$  mm respetivamente e na superfície superior ( $z=10$  mm) da placa inferior, estendendo-se ao longo de todo o comprimento desta. Estas linhas permitem assim obter a curva da tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para a 1ª e 2ª soldadura. É importante referir que quando se refere à curva de tensão para a 1ª e 2ª soldadura está-se a referir à curva que tensão que se encontra mais perto de cada um dos cordões de soldadura, pois logicamente e como já referido os valores de cada uma dessas curvas de tensão está diretamente influenciado (mais ou menos) por cada um dos cordões de soldadura.

Na Figura 215 e Figura 216 temos assim apresentadas as curvas de tensão  $\sigma_{xx}$  e de tensão  $\sigma_{yy}$  ao longo do comprimento do modelo respetivamente, para a simulação 1 do modelo T-joint com dupla soldadura e para a simulação 29 do modelo T-joint.

SOLDADURA

1 / 0.000000

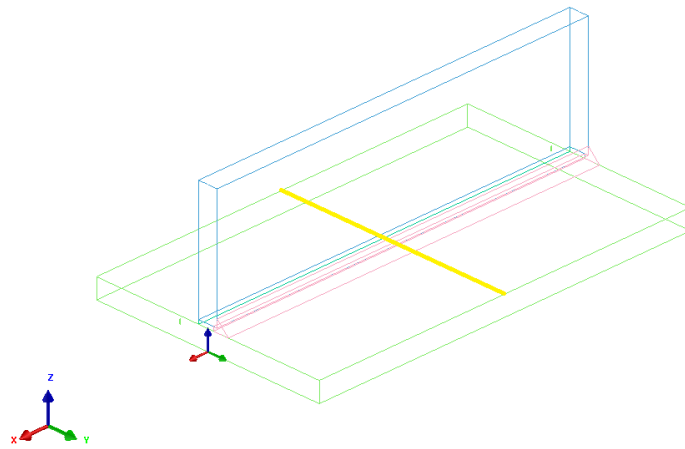


Figura 212. Representação da linha de curva de medição da tensão  $\sigma_{xx}$ .

SOLDADURA

1 / 0.000000

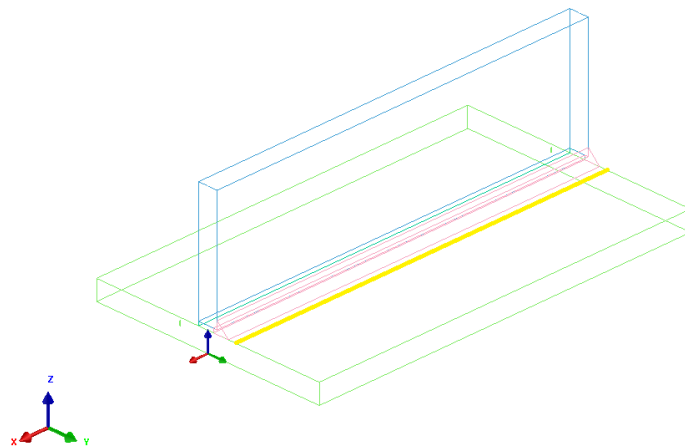


Figura 213. Representação da linha de curva de medição da tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para o lado da 1ª soldadura.

SOLDADURA

1 / 0.000000

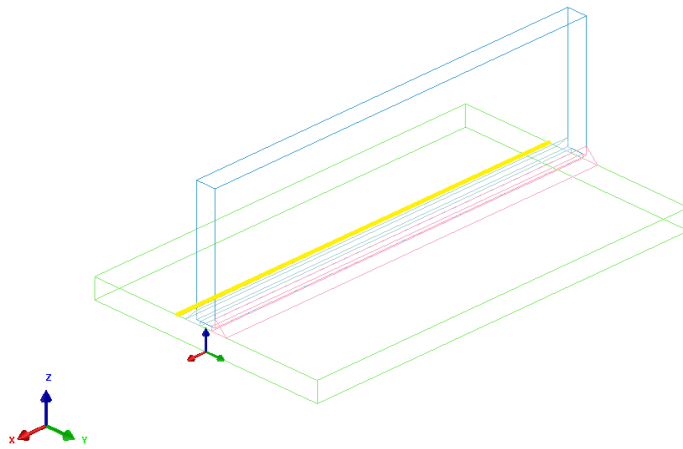


Figura 214. Representação da linha de curva de medição da tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para o lado da 2ª soldadura.

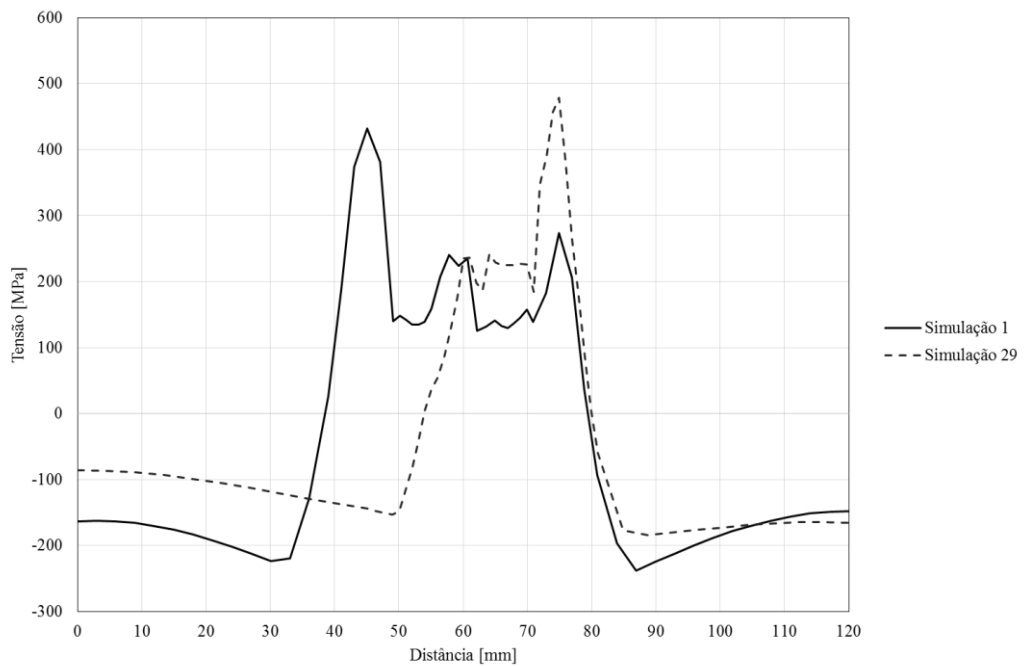


Figura 215. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  para a simulação 1 e 29.



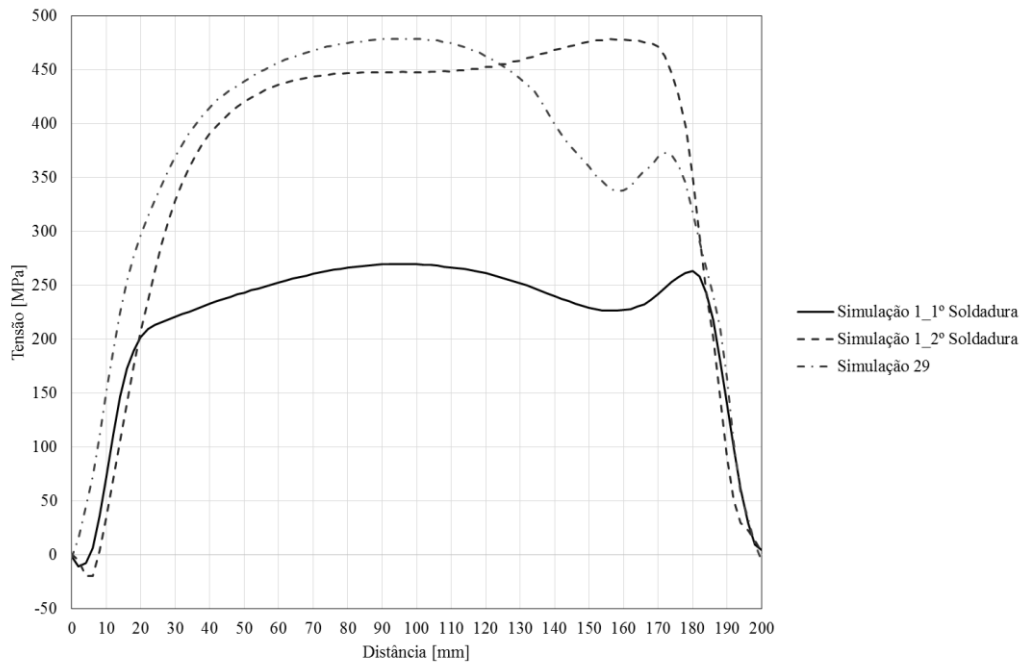


Figura 216. Curva de tensão  $\sigma_{xx}$  ao longo do comprimento do modelo para as simulações 1 (1º e 2º soldadura) e 29.

Através da análise da Figura 215 e Figura 216 é possível confirmar as conclusões retiradas no capítulo 5.4.

Mais detalhadamente e observando essas figuras vemos então que o valor de tensão máxima para ambos os modelos analisados se apresenta com um valor muito semelhante entre eles. Apesar desse valor máximo semelhante é possível verificar que a distribuição da tensão, tanto ao longo da largura como ao longo do comprimento do modelo, é bastante diferente entre modelos. No modelo T-joint com dupla soldadura temos uma distribuição da tensão residual muito maior, onde se verifica que a tensão residual de maior valor se encontram junto ao 2º cordão de soldadura tal como tinha sido referido. É ainda possível verificar, e tal como tinha sido referido anteriormente, que existe uma atenuação do valor da tensão residual junto ao 1º cordão de soldadura, a qual se deve ao 2º processo de soldadura e ao efeito térmico que este provoca na zona termicamente afetada pelo 1º.

Assim é possível afirmar que para o modelo T-joint com dupla soldadura a tensão máxima passa a ser na zona junto ao 2º cordão de soldadura e a qual é a zona mais crítica em termos de tensão residual.

Podemos ainda comentar sobre o valor da tensão máxima à compressão, o qual apresenta um valor um pouco superior para o caso do modelo T-joint com dupla soldadura.

Por fim é necessário fazer uma pequena referência à distribuição da tensão ao longo do comprimento para a 2º soldadura do modelo T-joint com dupla soldadura a qual apresenta uma distribuição um pouco diferente das outras duas representadas na Figura 216, mas que pode ser explicado pelo efeito térmico de ambos os processos de soldadura juntos.

## 6 Conclusões e perspectivas de trabalho futuro

Neste capítulo apresentam-se as conclusões gerais com base nas conclusões parcelares apresentadas ao longo da realização deste texto. Essas conclusões são apresentadas por ordem de execução dos vários capítulos realizados. No fim será feita uma apresentação de alguns trabalhos futuros que apresentam interesse e os quais proporcionariam um reforço e ampliação aos resultados obtidos deste trabalho.

Começando pela análise da sensibilidade de elementos finitos podemos concluir que a malha é um elemento muito importante na realização deste tipo de simulações. A geometria apresentada pelos elementos constituintes da malha, a quantidade destes, assim como as suas propriedades de integração, são muito importantes e fazem a diferença entre modelos que demorem muito ou pouco tempo na simulação, e que proporcionem bons ou maus resultados. A geometria do elemento é o aspeto mais importante na malha devendo sempre apresentar-se como uniforme e homogénea. As malhas de elementos tetraédricos mostraram ser as que apresentam piores resultados, devido ao facto destes elementos apresentarem menos pontos de integração que os elementos hexaédricos. Logo as malhas de elementos tetraédricos apresentam resultados mais grosseiros e abruptos (com picos exagerados). Por outro lado temos a malha de elementos hexaédricos a qual é a mais recomendada para o uso de simulações deste tipo e a qual trás melhores resultados devido a apresentar uma maior número de pontos de integração e uma distribuição mais homogênea dos pontos de integração e dos nós do elemento. Apesar desse fator esta malha só é recomendada para o caso de modelos de geometria simples onde seja possível, a partir do uso destes elementos, a construção de uma malha de elementos uniformes e homogêneos. Para o caso de modelos de geometrias complexas o uso de uma malha hexa-tetra é o aconselhado, pois através do uso dos dois tipos de malha referidos, constrói uma malha o mais uniforme e homogénea possível beneficiando dos pontos positivos de ambas as malhas e contrariando os pontos negativos. O estudo realizado neste trabalho permitiu assim a confirmação destes aspetos, pois para o modelo T-joint utilizado, a malha hexa-tetra foi a que apresentou um melhor conjunto de resultados. Isto deve-se ao facto de esta malha utilizar em quase todo o modelo uma malha de elementos hexaédrico, e utilizar um pouco de elementos tetraédricos no cordão de soldadura o qual é a zona mais complexa do modelo. É necessário referir ainda que este fator intensifica-se para o caso de modelos de geometria muito complexa.

Quanto à quantidade de elementos, concluiu-se que modelos com pouca quantidade de elementos levam a resultados de qualidade inferior, mais grosseiros e com menor detalhe, enquanto para modelos com grande quantidade de elementos se observa o contrário. É importante referir que apesar de uma maior quantidade de elementos ser benéfica para os resultados de uma simulação, uma quantidade exagerada torna a simulação demasiado complicada sem trazer melhorias significativas nos resultados, sendo que é importante encontrar uma boa relação entre estes dois aspetos e a quantidade de elementos pretendida.

Há ainda a considerar a ordem do elemento (linear ou quadrática), tendo-se concluído ser a ordem quadrática a que apresenta os melhores resultados. Isto é justificado pelo facto de para malhas com propriedades semelhantes (mesmo tipo de elemento e mesma quantidade de elementos), a malha de elementos quadráticos apresenta resultados tão bons como malhas de elementos lineares com uma quantidade de elementos muito superiores. Isto seria de esperar pois a literatura recomenda o uso destes elementos, como sendo os melhores para este tipo de simulações.

Por fim no que diz respeito a este assunto, conclui-se que os aspetos mais importantes e a ter em consideração numa simulação deste tipo é a qualidade de malha (que é o aspeto mais importante), o tempo a ser gasto com cada simulação e a capacidade do computador. Estes últimos aspetos são importantes porque mesmo que se queira uma malha de boa qualidade e com bons resultados, estamos sempre condicionados pela capacidade de cálculo do computador utilizado e ainda do tempo fornecido para cada simulação, os quais influenciam diretamente na malha a utilizar.

Para este estudo e considerando estes fatores conclui-se que a malha ideal para bons resultados, com um tempo de cálculo razoável e atendendo ao computador utilizado é uma malha de elementos hexa-tetra, com ordem quadrática e de parâmetro do software “Set Element Size” igual a 1 que após alguns ajustes manuais a nível da malha leva a uma quantidade total de elementos no modelo de 62500.

A nível de resultados obtidos e ainda para este modelo, concluiu-se que as tensões residuais máximas se encontram na zona perto do cordão de soldadura, assim como mudanças de fase metalúrgicas devido às grandes temperaturas atingidas nesta zona. O deslocamento máximo ocorre para a placa superior no final do comprimento desta. Quanto à deformação e deformação plásticas, estas apenas ocorrem sobre o cordão de soldadura. Por fim e referente à temperatura máxima, esta é atingida num instante inicial do processo de soldadura aquando da formação do arco elétrico do processo de soldadura e responsável pela maior entrega energética do processo e assim responsável pela maior entrega térmica.

No que diz respeito ao modelo do permutador de calor, este permitiu concluir alguns dos aspetos referidos na análise de sensibilidade de malha de elementos finitos. Como este modelo apresenta uma complexidade geométrica superior, permitiu comprovar que a malha de elementos quadráticos é a mais adequada ao uso de simulações deste tipo. Permitiu ainda comprovar que é de facto possível obter resultados semelhantes com os dois tipos de ordem de malha sendo que neste caso específico a quantidade de elementos lineares necessários foi de 4 vezes mais para a obtenção de tais resultados. Desta forma a exigência de cálculo e o tempo de simulação foram muito superiores validando mais uma vez o facto de a malha de elementos quadráticos ser a mais indicada para simulações deste tipo.

Continuando a analisar o modelo do permutador de calor, e agora a respeito dos resultados, estes permitiram concluir que o processo de soldadura laser provoca um campo de tensão residual muito inferior que para o caso do processo de soldadura por arco elétrico. Apesar de os modelos utilizados para um dos processos não ser o mesmo, é possível fazer esta afirmação pois a zona afetada pelas tensões residuais no caso do modelo do permutador de calor é muito inferior e encontra-se essencialmente sobre uma área próxima do cordão de soldadura. Apesar dessa ocorrência as tensões máximas apresentam valores próximos dos obtidos no modelo T-joint. O deslocamento neste modelo apresenta valores máximos muito inferiores o que favorece a conclusão anterior. Por outro lado o campo de deslocamento mantém-se por toda a área do modelo tal como no modelo T-joint. O deslocamento máximo ocorre na zona do tubo, na sua parte superior e no final deste, o que é semelhante ao ocorrido no modelo T-joint. Quanto às deformações, também aqui ocorre o mesmo que no modelo T-joint e estas concentram-se sobre o cordão de soldadura.

Por último temos o modelo T-joint com dupla soldadura que nos permitiu fazer uma comparação dos resultados para um modelo com uma única soldadura e com duas soldaduras. A partir dos resultados deste modelo concluímos então que o 2º cordão de soldadura não provoca modificações relevantes a nível dos resultados máximos em comparação com o modelo

de T-joint de uma única soldadura. A geração desse 2º cordão de soldadura produz uma distribuição diferente e mais ampla, tal como seria de esperar pois é responsável por uma nova entrega térmica no modelo e assim cria novas tensões residuais. É possível ainda dizer que o lado correspondente ao 2º cordão de soldadura, ou seja, a zona do modelo mais próxima deste apresenta valores mais acentuados nos resultados, sendo que a zona crítica a nível de tensões residuais é essa zona. Devido ao 2º processo de soldadura ocorre uma modificação dos resultados obtidos devido ao 1º processo de soldadura com especial atenção para as tensões residuais, as quais sofrem uma atenuação devido ao tratamento térmico sofrido pelo modelo aquando da ocorrência do 2º processo de soldadura. A nível dos restantes resultados, deslocamento e deformações, concluiu-se exatamente o mesmo, ou seja, os valores máximos são semelhantes existindo apenas uma variação da zona afetada, a qual é maior.

Por fim pode-se efetuar alguns comentários a respeito do software o qual se mostrou ser uma ferramenta poderosa para a execução de simulações deste tipo. É um software que requer algum conhecimento técnico para uma boa execução das simulações, mas o qual permite obter resultados muito detalhados, favoráveis e úteis. É ainda possível referir que é uma ferramenta útil para o projeto dos mais variados componentes soldados nos vários tipos de indústria e ainda que é uma ótima alternativa à execução de experiências em laboratório para a obtenção dos mesmos resultados aqui obtidos.

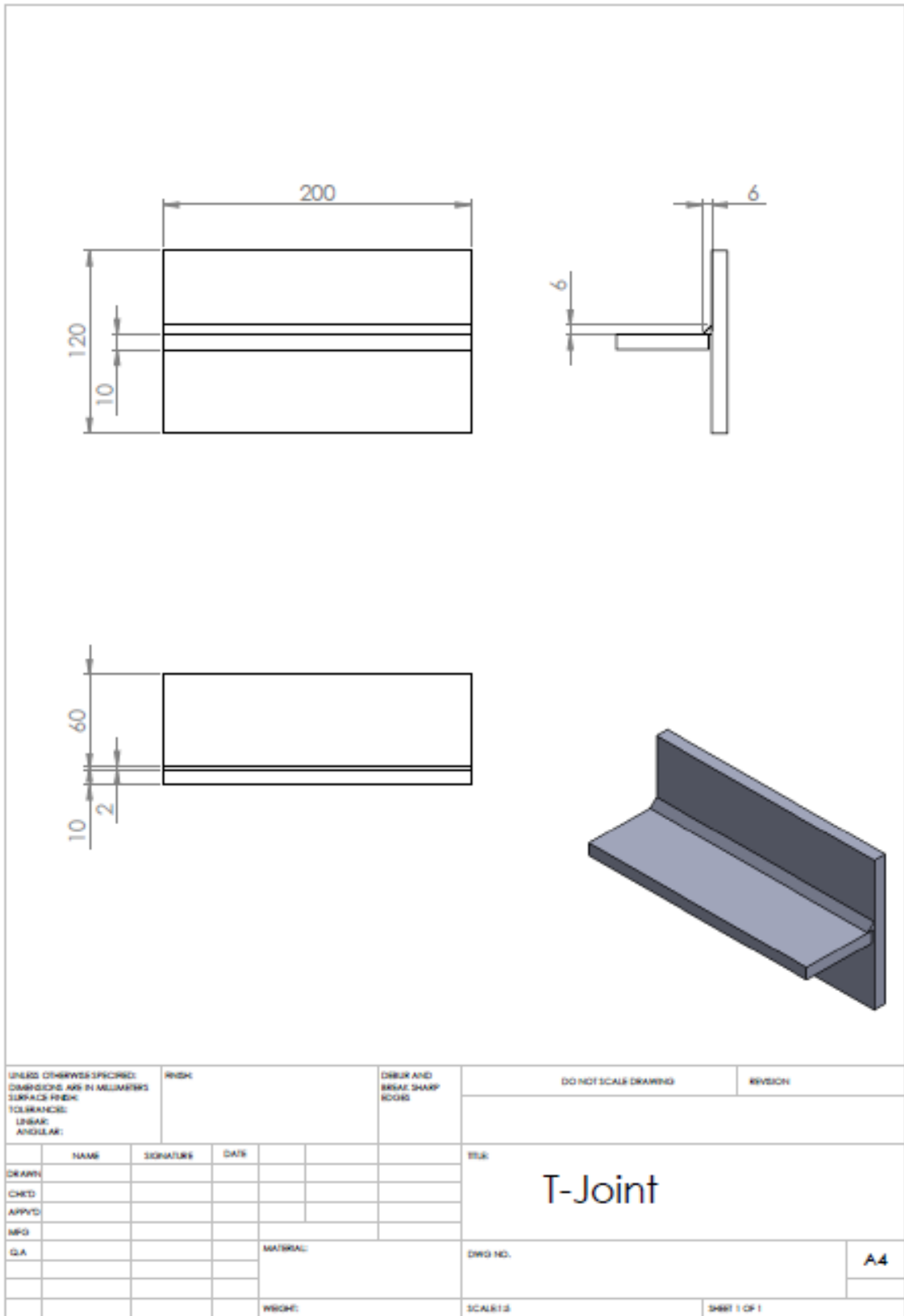
Quanto a trabalhos futuros, é possível enumerar alguns que seriam interessantes e enriqueceriam a informação até agora obtida:

- Realização de uma análise de sensibilidade de condições de fronteira;
- Fazer simulações para outros modelos diferentes;
- Fazer simulações para outros processos de soldadura;
- Execução de análises experimentais de forma a validar os resultados obtidos.

## 7 Bibliografia

1. Granjon, H., *Fundamentals of welding metallurgy*. 1999, Cambridge: Abington Publishing.
2. Killing, R., *Welding processes and thermal cutting*. Vol. English ed. 2001, Düsseldorf: DVS Verlag.
3. *Welding.Com Resource Center - Technical Articles - welding, equipment, supply, MIG, TIG, education, courses, schools*. 2015.
4. Linnert, G.E., *Welding Metallurgy Carbon and Alloy steels*. 3th ed. 1965, New York: American Welding Society.
5. O'Brien, R.L., *Welding Handbook*. Vol. 8th ed. 1991, Miami: American Welding Society.
6. American Welding Society., *Welding handbook: welding, cutting and related processes*. 6th ed. 1970, London: American Welding Society.
7. Vilas, J.P.M.J., *Otimização de Parâmetros em Soldadura Laser Quantal SA*. 2013, Porto: FEUP. 1 CD-ROM ( 75p.).
8. Olsen, F.O., *Hybrid laser-arc welding*. 2009, Woodhead Publishing Limited: United Kingdom.
9. TRUMPF, *Lasers: Solve every task perfectly*, TRUMPF, 2015: Gernay. p. 44.
10. *TruDisk - TRUMPF Laser Technology*. 2015.
11. Masubuchi, K., *Analysis of Welded Structures*. 1980, U.K.: Pergamon Press Ltd.
12. Braga, D.F.O., *Contour method procedure optimization*. 2012, Porto: [s. n.]. XVIII, 104 p.
13. de Basto Pereira, A.M, *Tecnologia dos processos de ligação*, Universidade de Aveiro, Editor. 2013.
14. Goldak, J.A., Akhlaghi,M., *Computational Welding Mechanics*, ed. I. Springer Science+Business Media. 2005.
15. ESI Group, *Mesh Proceedings for High Quality Results*. 2014.
16. ESI Group Learning Solutions, *Tutorial 14: CADfor a Welded T-joint*, in *Visual-Mesh v6.0 Tutorials*, ESI Group, 2010: SKH. p. 21.
17. ESI Group Learning Solutions, *Tutorial 15: Meshing 'T' Weld Joint*, in *Visual-Mesh v6.0 Tutorials*, ESI Group, 2010: SKH. p. 19.
18. Lima, T.R., *Determinação do campo de tensões residuais e distorções resultantes de processos soldadura recorrendo ao Sysweld*. 2014, Porto: FEUP. 1 CD-ROM (259 p).
19. ESI Group, *How to Obtain Best Results within Reasonable Time from a Heat Treatment Simulation*. 2014.
20. Solutions, E.G.L., *Tutorial 00: ARC Welding of a T-joint*, in *Visual-WELD v6.5*, E. Group, Editor. 2010. p. 12.
21. Osaka Denki Co., L., *"Daiden" Brand I.C. and thyristor control 3 phase CO2-MAG arc welding*. 1987, Osaka, Japan.

### ANEXO A: Desenho de definição do T-joint



**ANEXO B: Coordenadas modelo T-joint**

Nó	Coordenadas [mm]		
	X	Y	Z
1	0	-60	10
2	0	60	10
3	0	-60	0
4	0	60	0
5	0	-5	12
6	0	-5	72
7	0	5	12
8	0	5	72
9	0	5	16
10	0	5	10
11	0	11	10
12	0	-5	10
13	0	-15	10
14	0	21	10
15	0	5	26
16	0	5	0
17	0	11	0
18	0	-5	0
19	0	-15	0
20	0	21	0
21	0	-5	26
22	0	-5	16

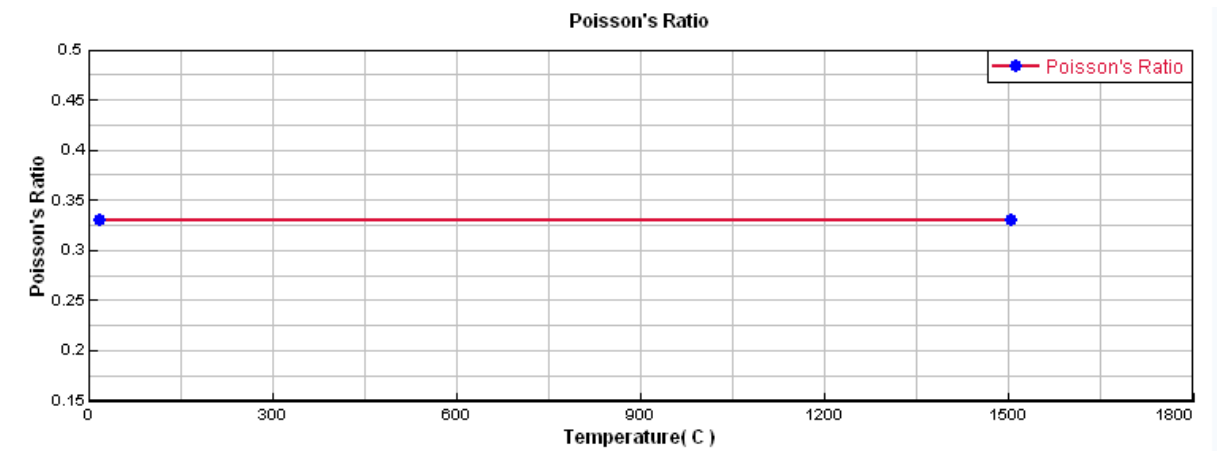
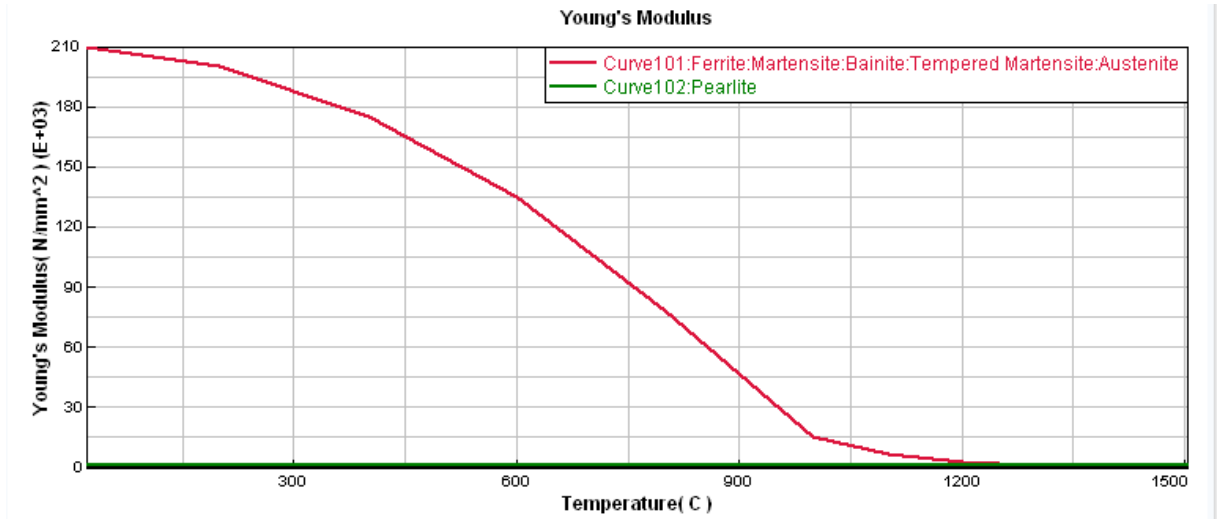
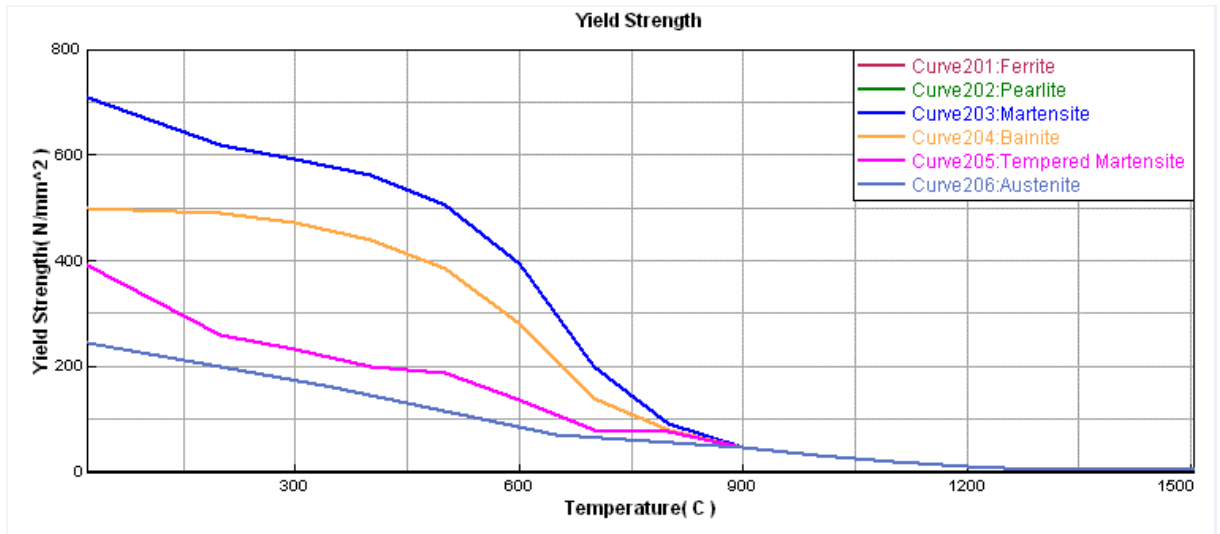
ANEXO C: Catálogo T-joint

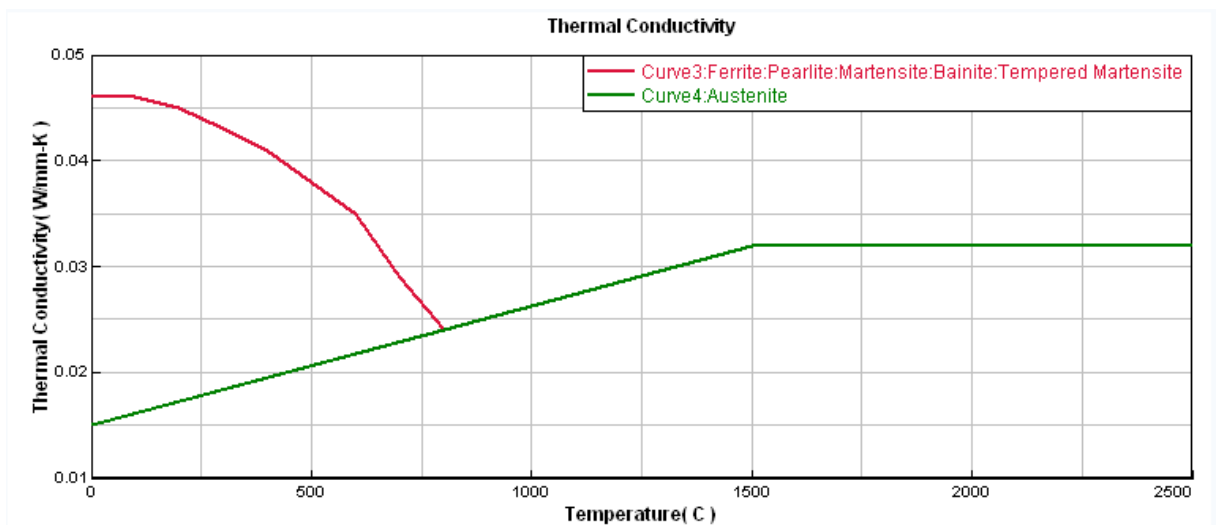
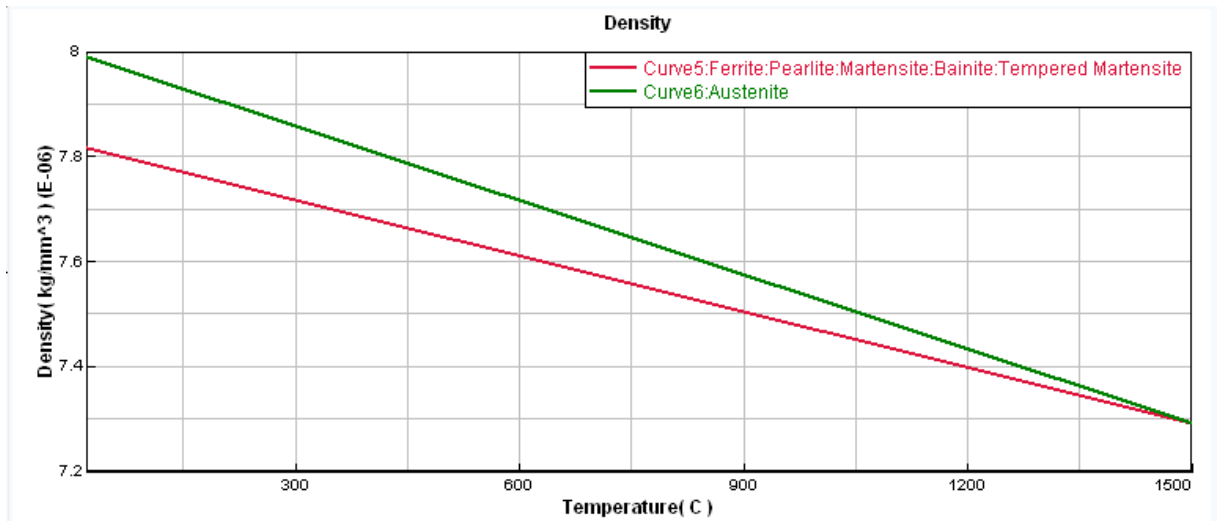
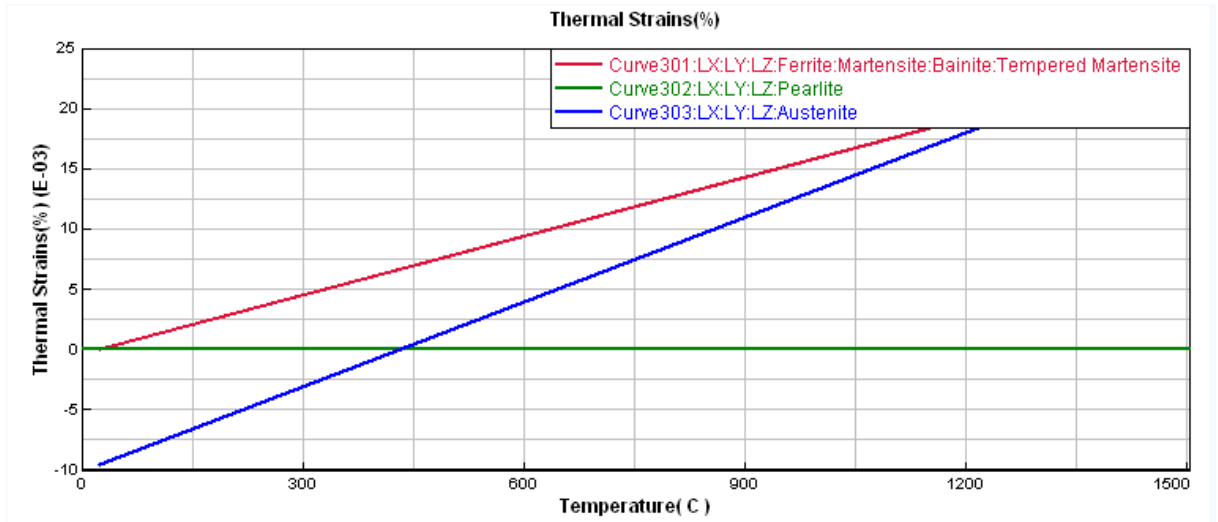
Simulação_Descrição da malha		Simulação 1_Elemento Hexaédrico	Simulação 2_Elemento Hexaédrico	Simulação 3_Elemento Hexaédrico	Simulação 4_Elemento Hexaédrico	Simulação 5_Elemento Hexaédrico	Simulação 6_Elemento Hexaédrico	Simulação 7_Elemento Hexaédrico	Simulação 8_Elemento Hexaédrico	Simulação 9_Elemento Hexaédrico	Simulação 10_Elemento Tetraédrico	Simulação 11_Elemento Tetraédrico	Simulação 12_Elemento Tetraédrico	Simulação 13_Elemento Tetraédrico	Simulação 14_Elemento Tetraédrico	Simulação 15_Elemento Tetraédrico	Simulação 16_Elemento Tetraédrico	Simulação 17_Elemento Tetraédrico	Simulação 18_Elemento Tetraédrico	
Set Element Size		1.5	1.5	1.5	1	1	1	0.5	0.5	0.5	1.5	1.5	1.5	1	1	1	0.5	0.5	0.5	
Method	Type	Quad	Quad	Quad	Quad	Quad	Quad	Quad	Quad	Quad	Tria	Tria	Tria	Tria	Tria	Tria	Tria	Tria	Tria	
	Order	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear
Method		Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto
Número de Elementos na Zona 1	N9-N11	6	6	6	10	10	10	18	18	18	6	6	6	10	10	10	18	18	18	
	N9-N7	3	3	3	7	7	7	11	11	11	3	3	3	4	4	4	8	8	8	
	N7-N10	1	1	1	3	3	3	6	6	6	1	1	1	2	2	2	4	4	4	
	N10-N11	4	4	4	9	9	9	14	14	14	4	4	4	6	6	6	12	12	12	
	Total	12	12	12	61	61	61	179	179	179	16	16	16	48	48	48	178	178	178	
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	
Total na Zona 1		600	1200	2400	3050	6100	12200	8950	17900	35800	800	1600	3200	2400	4800	9600	8900	17800	35600	
Número de Elementos na Zona 2	N9-N22	5	5	5	10	10	10	20	20	20	7	7	7	10	10	10	15	15	15	
	N22-N5	3	3	3	7	7	7	11	11	11	3	3	3	4	4	4	8	8	8	
	N5-N7	5	5	5	10	10	10	20	20	20	7	7	7	10	10	10	15	15	15	
	N9-N7	3	3	3	7	7	7	11	11	11	3	3	3	4	4	4	8	8	8	
	Total	15	15	15	70	70	70	220	220	220	46	46	46	94	94	94	260	260	260	
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	
Total na Zona 2		750	1500	3000	3500	7000	14000	11000	22000	44000	2300	4600	9200	4700	9400	18800	13000	26000	52000	
Número de Elementos na Zona 3	N5-N7	5	5	5	10	10	10	20	20	20	7	7	7	10	10	10	15	15	15	
	N5-N12	1	1	1	3	3	3	6	6	6	1	1	1	2	2	2	4	4	4	
	N12-N10	5	5	5	10	10	10	20	20	20	7	7	7	10	10	10	15	15	15	
	N7-N10	1	1	1	3	3	3	6	6	6	1	1	1	2	2	2	4	4	4	
	Total	5	5	5	30	30	30	120	120	120	14	14	14	40	40	40	126	126	126	
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	
Total na Zona 3		250	500	1000	1500	3000	6000	6000	12000	24000	700	1400	2800	2000	4000	8000	6300	12600	25200	
Número de Elementos na Zona 4	N12-N10	5	5	5	10	10	10	20	20	20	7	7	7	10	10	10	15	15	15	
	N12-N18	3	3	3	7	7	7	14	14	14	4	4	4	8	8	8	15	15	15	
	N18-N16	5	5	5	10	10	10	20	20	20	7	7	7	10	10	10	15	15	15	
	N16-N10	3	3	3	7	7	7	14	14	14	4	4	4	8	8	8	15	15	15	
	Total	15	15	15	70	70	70	280	280	280	74	74	74	204	204	204	524	524	524	
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	
Total na Zona 4		750	1500	3000	3500	7000	14000	14000	28000	56000	3700	7400	14800	10200	20400	40800	26200	52400	104800	
Número de Elementos na Zona 5	N10-N11	4	4	4	9	9	9	14	14	14	4	4	4	6	6	6	12	12	12	
	N16-N10	3	3	3	7	7	7	14	14	14	4	4	4	8	8	8	15	15	15	
	N16-N17	4	4	4	9	9	9	14	14	14	4	4	4	6	6	6	12	12	12	
	N17-N11	3	3	3	7	7	7	14	14	14	4	4	4	6	6	6	12	12	12	
	Total	12	12	12	63	63	63	196	196	196	36	36	36	118	118	118	406	406	406	
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	
Total na Zona 5		600	1200	2400	3150	6300	12600	9800	19600	39200	1800	3600	7200	5900	11800	23600	20300	40600	81200	
Número de Elementos na Zona 6	N14-N11	4	4	4	10	10	10	20	20	20	5	5	5	10	10	10	15	15	15	
	N17-N11	3	3	3	7	7	7	14	14	14	4	4	4	8	8	8	15	15	15	
	N17-N20	4	4	4	10	10	10	20	20	20	5	5	5	10	10	10	15	15	15	
	N20-N14	3	3	3	7	7	7	14	14	14	4	4	4	8	8	8	15	15	15	
	Total	12	12	12	70	70	70	280	280	280	50	50	50	204	204	204	524	524	524	
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	
Total na Zona 6		600	1200	2400	3500	7000	14000	14000	28000	56000	2500	5000	10000	10200	20400	40800	26200	52400	104800	
Número de Elementos na Zona 7	N15-N21	5	5	5	10	10	10	20	20	20	4	4	4	10	10	10	15	15	15	
	N21-N22	3	3	3	7	7	7	14	14	14	4	4	4	8	8	8	15	15	15	
	N9-N22	5	5	5	10	10	10	20	20	20	7	7	7	10	10	10	15	15	15	
	N9-N15	3	3	3	7	7	7	14	14	14	4	4	4	8	8	8	15	15	15	
	Total	15	15	15	100	100	100	400	400	400	63	63	63	230	230	230	524	524	524	
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	
Total na Zona 7		750	1500	3000	5000	10000	20000	20000	40000	80000	3150	6300	12600	11500	23000	46000	26200	52400	104800	
Número de Elementos na Zona 8	N12-N13	4	4	4	10	10	10	20	20	20	5	5	5	10	10	10	15	15	15	
	N13-N19	3	3	3	7	7	7	14	14	14	4	4	4	8	8	8	15	15	15	
	N19-N18	4	4	4	10	10	10	20	20	20	5	5	5	10	10	10	15	15	15	
	N12-N18	3	3	3	7	7	7	14	14	14	4	4	4	8	8	8	15	15	15	
	Total	12	12	12	70	70	70	280	280	280	50	50	50	204	204	204	524	524	524	
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	
Total na Zona 8		600	1200	2400	3500	7000	14000	14000	28000	56000	2500	5000	10000	10200	20400	40800	26200	52400	104800	
Número de Elementos na Zona 9	N2-N14	10	10	10	10	10	10	20	20	20	10	10	10	15	15	15	30	30	30	
	N20-N14	3	3	3	7	7	7	14	14	14	4	4	4	8	8	8	15	15	15	
	N20-N4	10	10	10	10	10	10	20	20	20	10	10	10	15	15	15	30	30	30	
	N4-N2	3	3	3	7	7	7	14	14	14	4	4	4	8	8	8	15	15	15	
	Total	30	30	30	70	70	70	280	280	280	86	86	86	204	204	204	699	699	699	
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	50	100	200	
Total na Zona 9		1500	3000	6000	3500	7000	14000	14000	28000	56000	4300	8600	17200	10200	20400	40800	34950	69900	139800	
Número de Elementos na Zona 10	N8-N6	5	5	5	10	10	10	20	20	20	4	4	4	10	10	10	15	15	15	
	N6-N21	10	10	10	10	10	10	20	20	20	10	10	10	15	15	15	30	30	30	
	N15-N21	5	5	5	10	10	10	20	20	20	4	4	4	10	10	10	15	15	15	
	N15-N8	10	10	10	10	10	10	20	20	20	10	10	10	15	15	15	30	30	30	
	Total	50	50	50	100	100</														



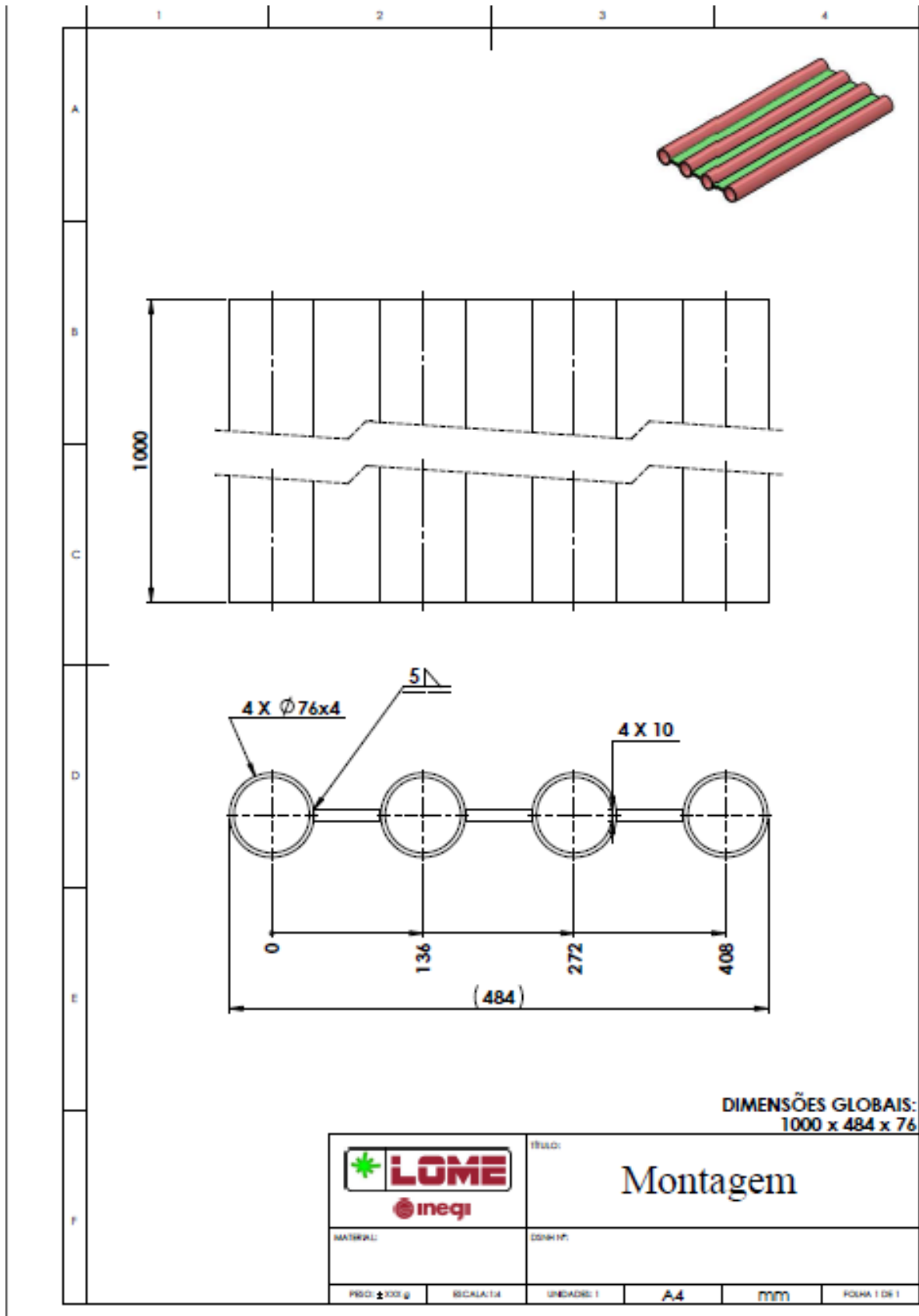
Simulação_Descrição da malha		Simulação 19_Elemento Hexa-Tetra	Simulação 20_Elemento Hexa-Tetra	Simulação 21_Elemento Hexa-Tetra	Simulação 22_Elemento Hexa-Tetra	Simulação 23_Elemento Hexa-Tetra	Simulação 24_Elemento Hexa-Tetra	Simulação 25_Elemento Hexa-Tetra	Simulação 26_Elemento Hexa-Tetra	Simulação 27_Elemento Hexa-Tetra	Simulação 28_Elemento Hexa-Tetra	Simulação 29_Elemento Hexa-Tetra
Set Element Size		1.5	1.5	1.5	1	1	1	0.5	0.5	0.5	1	1
Method	Type	Quad-Tria	Quad-Tria	Quad-Tria	Quad-Tria	Quad-Tria	Quad-Tria	Quad-Tria	Quad-Tria	Quad-Tria	Quad-Tria	Quad-Tria
	Order	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Linear	Quad	Quad
	Method	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto	Auto
Número de Elementos na Zona 1	N9-N11	6	6	6	12	12	12	18	18	18	12	12
	N9-N7	3	3	3	4	4	4	8	8	8	4	4
	N7-N10	1	1	1	2	2	2	4	4	4	2	2
	N10-N11	4	4	4	6	6	6	12	12	12	6	6
	Total	11	11	11	24	24	24	78	78	78	24	24
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	200	100
Total na Zona 1		550	1100	2200	1200	2400	4800	3900	7800	15600	4800	2400
Número de Elementos na Zona 2	N9-N22	5	5	5	10	10	10	20	20	20	10	10
	N22-N5	3	3	3	4	4	4	8	8	8	4	4
	N5-N7	5	5	5	10	10	10	20	20	20	10	10
	N9-N7	3	3	3	4	4	4	8	8	8	4	4
	Total	15	15	15	40	40	40	160	160	160	40	40
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	200	100
Total na Zona 2		750	1500	3000	2000	4000	8000	8000	16000	32000	8000	4000
Número de Elementos na Zona 3	N5-N7	5	5	5	10	10	10	20	20	20	10	10
	N5-N12	1	1	1	2	2	2	4	4	4	2	2
	N12-N10	5	5	5	10	10	10	20	20	20	10	10
	N7-N10	1	1	1	2	2	2	4	4	4	2	2
	Total	5	5	5	20	20	20	80	80	80	20	20
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	200	100
Total na Zona 3		250	500	1000	1000	2000	4000	4000	8000	16000	4000	2000
Número de Elementos na Zona 4	N12-N10	5	5	5	10	10	10	20	20	20	10	10
	N12-N18	3	3	3	8	8	8	14	14	14	8	8
	N18-N16	5	5	5	10	10	10	20	20	20	10	10
	N16-N10	3	3	3	8	8	8	14	14	14	8	8
	Total	15	15	15	80	80	80	280	280	280	80	80
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	200	100
Total na Zona 4		750	1500	3000	4000	8000	16000	14000	28000	56000	16000	8000
Número de Elementos na Zona 5	N10-N11	4	4	4	6	6	6	12	12	12	6	6
	N16-N10	3	3	3	8	8	8	14	14	14	8	8
	N16-N17	4	4	4	6	6	6	12	12	12	6	6
	N17-N11	3	3	3	8	8	8	14	14	14	8	8
	Total	12	12	12	48	48	48	168	168	168	48	48
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	200	100
Total na Zona 5		600	1200	2400	2400	4800	9600	8400	16800	33600	9600	4800
Número de Elementos na Zona 6	N14-N11	4	4	4	10	10	10	20	20	20	10	10
	N17-N11	3	3	3	8	8	8	14	14	14	8	8
	N17-N20	4	4	4	10	10	10	20	20	20	10	10
	N20-N14	3	3	3	8	8	8	14	14	14	8	8
	Total	12	12	12	80	80	80	280	280	280	80	80
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	200	100
Total na Zona 6		600	1200	2400	4000	8000	16000	14000	28000	56000	16000	8000
Número de Elementos na Zona 7	N15-N21	5	5	5	10	10	10	20	20	20	10	10
	N21-N22	3	3	3	10	10	10	20	20	20	10	10
	N9-N22	5	5	5	10	10	10	20	20	20	10	10
	N9-N15	3	3	3	10	10	10	20	20	20	10	10
	Total	15	15	15	100	100	100	400	400	400	100	100
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	200	100
Total na Zona 7		750	1500	3000	5000	10000	20000	20000	40000	80000	20000	10000
Número de Elementos na Zona 8	N12-N13	4	4	4	10	10	10	20	20	20	10	10
	N13-N19	3	3	3	8	8	8	14	14	14	8	8
	N19-N18	4	4	4	10	10	10	20	20	20	10	10
	N12-N18	3	3	3	8	8	8	14	14	14	8	8
	Total	12	12	12	80	80	80	280	280	280	80	80
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	200	100
Total na Zona 8		600	1200	2400	4000	8000	16000	14000	28000	56000	16000	8000
Número de Elementos na Zona 9	N2-N14	10	10	10	10	10	10	20	20	20	10	10
	N20-N14	3	3	3	8	8	8	14	14	14	8	8
	N20-N4	10	10	10	10	10	10	20	20	20	10	10
	N4-N2	3	3	3	8	8	8	14	14	14	8	8
	Total	30	30	30	80	80	80	280	280	280	55	55
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	200	100
Total na Zona 9		1500	3000	6000	4000	8000	16000	14000	28000	56000	11000	5500
Número de Elementos na Zona 10	N8-N6	5	5	5	10	10	10	20	20	20	10	10
	N6-N21	10	10	10	10	10	10	20	20	20	10	10
	N15-N21	5	5	5	10	10	10	20	20	20	10	10
	N15-N8	10	10	10	10	10	10	20	20	20	10	10
	Total	50	50	50	100	100	100	400	400	400	54	54
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	200	100
Total na Zona 10		2500	5000	10000	5000	10000	20000	20000	40000	80000	10800	5400
Número de Elementos na Zona 11	N13-N1	10	10	10	10	10	10	20	20	20	10	10
	N1-N3	3	3	3	8	8	8	14	14	14	8	8
	N3-N19	10	10	10	10	10	10	20	20	20	10	10
	N13-N19	3	3	3	8	8	8	14	14	14	8	8
	Total	30	30	30	80	80	80	280	280	280	44	44
Número de Elementos no Comprimento		50	100	200	50	100	200	50	100	200	200	100
Total na Zona 11		1500	3000	6000	4000	8000	16000	14000	28000	56000	8800	4400
Número Total de Elementos do Modelo		10350	20700	41400	36600	73200	146400	134300	268600	537200	125000	62500
Tempo de Execução da Malha [min]		30-60	30-60	30-60	30-60	30-60	30-60	30-60	30-60	30-60	30-60	30-60
Check-Element Quality	Elementos	150	300	600	198	398	800	106050	500	100	11000	5500
	Porcentagem	1.45%	1.45%	1.45%	0.54%	0.54%	0.55%	78.97%	0.19%	0.19%	8.80%	8.80%
Duração Simulação Thermo-Metalúrgica (s)		454	892	1692	1562	2809	6450	5335	14403			6569
Duração Simulação Mecânica (s)		2014	4047	8878	8212	16913	45608	46306	98724			82025
Tempo Total (s)		2468	4939	10570	9774	19722	52058	51641	113127			88594
Tempo Total (h)		0.69	1.37	2.94	2.72	5.48	14.46	14.34	31.42			24.61

### ANEXO D: Propriedades do material aço S355J2G3





**ANEXO E: Desenho de definição do permutador**





**ANEXO G: Coordenadas modelo do permutador de calor**

Nó	Coordenadas [mm]		
	X	Y	Z
1	0	0	34
2	0	34	0
3	0	0	-34
4	0	-34	0
5	0	0	38
6	0	38	0
7	0	0	-38
8	0	-38	0
9	0	38	5
10	0	38	-5
11	0	98	5
12	0	98	-5
13	0	32.5	10
14	0	36.66	10
15	0	33.63	5
16	0	37.57	5
17	0	33.63	-5
18	0	37.67	-5
19	0	32.5	-10
20	0	36.66	-10
21	0	43	5
22	0	43	-5
23	0	58	5
24	0	58	-5
25	0	39	4
26	0	37.8	2
27	0	37	1.7
28	0	36.3	2.5
29	0	36.3	3.7
30	0	40	5
31	0	43	0
32	0	39	0
33	0	43	4

**ANEXO H: Catálogo permutador**

Simulação_Descrição da malha		Simulação 1_Elemento Hexa-Tetra	Simulação 2_Elemento Hexa-Tetra
Set Element Size		1	1
Method	Type	Quad-Tri	Quad-Tri
	Order	Quad	Linear
	Method	Auto	Auto
Número de Elementos na Zona 1	N16-N25	4	6
	N16-NBB	4	7
	NBB-NCC	4	6
	NCC-N25	4	7
	Total	20	51
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 1		4000	10200
Número de Elementos na Zona 2	N16-N15	4	9
	N15-N2	5	14
	N2-N6	5	9
	N6-NCC	3	7
	Total	24	115
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 2		4800	23000
Número de Elementos na Zona 3	NCC-N25	4	7
	N6-NCC	3	7
	N6-N32	2	4
	N32-N25	6	13
	Total	10	39
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 3		2000	7800
Número de Elementos na Zona 4	N33-N25	4	8
	N32-N25	6	13
	N32-N31	4	8
	N31-N33	4	13
	Total	21	104
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 4		4200	20800
Número de Elementos na Zona 5	N21-N30	3	7
	N30-N25	1	4
	N33-N25	4	8
	N33-N21	1	4
	Total	4	31
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 5		800	6200

Número de Elementos na Zona 6	N14-N13	4	9
	N13-N15	5	10
	N15-N16	4	9
	N16-N14	5	10
	Total	20	90
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 6		4000	18000
Número de Elementos na Zona 7	N2-N6	5	9
	N2-N17	5	10
	N17-N18	5	9
	N18-N6	5	10
	Total	25	90
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 7		5000	18000
Número de Elementos na Zona 8	N18-N6	5	10
	N18-N10	1	1
	N10-N6	5	10
	Total	3	5
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 8		600	1000
Número de Elementos na Zona 9	N32-N31	4	8
	N6-N32	2	4
	N10-N6	5	10
	N10-N22	6	12
	Total	30	120
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 9		6000	24000
Número de Elementos na Zona 10	N17-N18	5	9
	N17-N19	5	6
	N19-N20	4	7
	N20-N18	5	6
	Total	23	49
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 10		4600	9800
Número de Elementos na Zona 11	N21-N23	10	15
	N33-N21	1	4
	N31-N33	4	13
	N22-N31	5	10
	N22-N24	10	15
	Total	77	292
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 11		15400	58400

Número de Elementos na Zona 12	N11-N23	12	15
	N24-N23	5	10
	N24-N12	12	15
	N12-N11	2	10
	Total	39	150
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 12		7800	30000
Número de Elementos na Zona 13	N1-N5	2	9
	N1-N13	20	30
	N14-N13	4	9
	N13-N5	20	30
	Total	44	270
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 13		8800	54000
Número de Elementos na Zona 14	N19-N20	4	7
	N19-N3	10	30
	N3-N7	2	7
	N7-N20	10	30
	Total	15	97
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 14		3000	19400
Número de Elementos na Zona 15	N1-N5	2	9
	N5-N8	10	15
	N8-N4	2	9
	N4-N1	10	15
	Total	12	48
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 15		2400	9600
Número de Elementos na Zona 16	N8-N4	2	8
	N8-N7	10	15
	N3-N7	2	7
	N3-N4	10	15
	Total	12	60
Número de Elementos no Comprimento		200	200
Total na Zona 16		2400	12000
Número Total de Elementos no Modelo		75800	322200
Tempo de Execução da Malha [min]		30-60	30-60
Check-Element Quality	Elementos	7800	9209
	Porcentagem	10.29%	2.86%
Duração Simulação Thermo-Metalúrgica (s)		38825	72059
Duração Simulação Mecânica (s)		340522	554206
Tempo Total (s)		379347	626265
Tempo Total (min)		6322.45	10437.75
Tempo Total (h)		105.37	173.96

**ANEXO I: Coordenadas modelo T-joint com dupla soldadura**

Nó	Coordenadas [mm]		
	X	Y	Z
1	0	-60	10
2	0	60	10
3	0	-60	0
4	0	60	0
5	0	-5	12
6	0	-5	72
7	0	5	12
8	0	5	72
9	0	5	16
10	0	5	10
11	0	11	10
12	0	-5	16
13	0	-5	10
14	0	-11	10
15	0	21	10
16	0	-21	10
17	0	21	0
18	0	11	0
19	0	5	0
20	0	-5	0
21	0	-11	0
22	0	-21	0
23	0	5	26
24	0	-5	26



**ANEXO J: Catálogo T-joint com dupla soldadura**

Simulação_Descrição da malha		Simulação 1_Elemento Hexa-Tetra
Set Element Size		1
Method	Type	Hexa-Tetra
	Order	Quad
	Method	Auto
Número de Elementos na Zona 1	N9-N11	12
	N9-N7	4
	N7-N10	2
	N10-N11	6
	Total	24
Número de Elementos no Comprimento		100
Total na Zona 1		2400
Número de Elementos na Zona 2	N12-N14	12
	N12-N5	4
	N5-N13	2
	N13-N14	6
	Total	24
Número de Elementos no Comprimento		100
Total na Zona 2		2400
Número de Elementos na Zona 3	N9-N12	10
	N12-N5	4
	N5-N7	10
	N9-N7	4
	Total	40
Número de Elementos no Comprimento		100
Total na Zona 3		4000
Número de Elementos na Zona 4	N5-N7	10
	N5-N13	2
	N13-N10	10
	N7-N10	2
	Total	20
Número de Elementos no Comprimento		100
Total na Zona 4		2000
Número de Elementos na Zona 5	N13-N10	10
	N13-N20	8
	N20-N19	10
	N19-N10	8
	Total	80
Número de Elementos no Comprimento		100
Total na Zona 5		8000
Número de Elementos na Zona 6	N10-N11	6
	N19-N10	8
	N19-N18	6
	N18-N11	8
	Total	48
Número de Elementos no Comprimento		100
Total na Zona 6		4800
Número de Elementos na Zona 7	N13-N14	6
	N14-N21	8
	N21-N20	6
	N13-N20	8
	Total	48
Número de Elementos no Comprimento		100
Total na Zona 7		4800

Número de Elementos na Zona 8	N15-N11	10
	N18-N11	8
	N18-N17	10
	N17-N15	6
	Total	75
Número de Elementos no Comprimento		100
Total na Zona 8		7500
Número de Elementos na Zona 9	N23-N24	8
	N24-N12	10
	N9-N12	10
	N9-N23	10
	Total	91
Número de Elementos no Comprimento		100
Total na Zona 9		9100
Número de Elementos na Zona 10	N14-N16	10
	N16-N22	6
	N22-N21	10
	N14-N21	8
	Total	77
Número de Elementos no Comprimento		100
Total na Zona 10		7700
Número de Elementos na Zona 11	N2-N15	13
	N17-N15	6
	N17-N4	13
	N4-N2	3
	Total	44
Número de Elementos no Comprimento		100
Total na Zona 11		4400
Número de Elementos na Zona 12	N8-N6	4
	N6-N24	15
	N23-N24	8
	N23-N8	15
	Total	67
Número de Elementos no Comprimento		100
Total na Zona 12		6700
Número de Elementos na Zona 13	N16-N1	13
	N1-N3	3
	N3-N22	13
	N16-N22	6
	Total	44
Número de Elementos no Comprimento		100
Total na Zona 13		4400
Número Total de Elementos do Modelo		68200
Tempo de Execução da Malha [min]		30-60
Check-Element Quality	Elementos	1800
	Porcentagem	2.64%
Duração Simulação Thermo-Metalurgica para 1°		8457
Duração Simulação Mecânica para a 1°		140767
Duração Simulação Thermo-Metalurgica para a 2°		7243
Duração Simulação Mecânica para a 2°		140957
Tempo Total (s)		297424
Tempo Total (h)		82.62