

AMÉRICO BIANCALANA NETO

**UMA ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE OS MÉTODOS DE ALÍVIO DE TENSÕES
POR VIBRAÇÃO MECÂNICA E O TÉRMICO, EXPRESSO CONFORME NORMA
ASTM A 672.**

Guaratinguetá, 2023
SP – Brasil

Américo Biancalana Neto

Uma análise comparativa entre os métodos de alívio de tensões por vibração mecânica e o térmico, expresso conforme Norma ASTM A 672.

Tese de doutorado apresentada à Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica na área de Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Herman Jacobus Cornelis Voorwald

Co-orientador: Prof. Dr. Ângelo Caporalli Filho

Guaratinguetá, 2023
SP – Brasil

O48a	Biancalana Neto, Américo Uma análise comparativa entre os métodos de alívio de tensões por vibração mecânica e o térmico, expresso conforme Norma ASTM A 672 / Américo Biancalana Neto – Guaratinguetá, 2024. 332 74 : il. Bibliografia: f. 272-283 Tese (Doutorado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia e Ciências de Guaratinguetá, 2024. Orientador: Prof. Dr. Herman Jacobus Cornelis Voorwald Coorientador: Prof. Dr. Ângelo Caporalli Filho 1. Tensões residuais. 3. Soldagem. 3. Tubulações. 4. Tratamento térmico. I. Título. CDU 620.172(043)
------	---

Luciana Máximo
Bibliotecária CRB-8/3595

IMPACTO POTENCIAL DESTA PESQUISA

Redução dos custos industriais, redução dos tempos operacionais e redução no consumo de energia em mais de 95% para a produção do mesmo produto.

POTENTIAL IMPACT OF THIS RESEARCH

Reducing costs, reducing operating times and reducing energy consumption by more than 95% for the production of the same product.

AMERICO BIANCALANA NETO

**ESTA TESE FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
“DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA”**

**PROGRAMA: ENGENHARIA MECÂNICA
CURSO: DOUTORADO**

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO



Prof. Dr. Manoel Cléber de Sampaio Alves
Coordenador

BANCA EXAMINADORA:



Prof. Dr. HERMAN JACOBUS CORNELIS VOORWALD
Orientador – UNESP



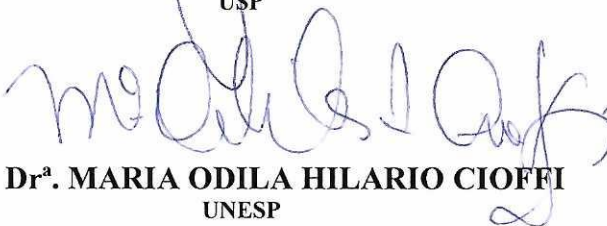
Profª. Drª. VERÔNICA MARA DE OLIVEIRA VELLOSO
Faculdade Serra Dourada



Prof. Dr. MARCELINO PEREIRA DO NASCIMENTO
UNESP



Prof. Dr. DURVAL RODRIGUES JÚNIOR
USP



Profª. Drª. MARIA ODILA HILARIO CIOFFI
UNESP

NOVEMBRO de 2023

DADOS CURRICULARES

AMÉRICO BIANCALANA NETO

NASCIMENTO	06.12.1957 – SÃO PAULO - SP
FILIAÇÃO	Hamilton Biancalana Maria da Conceição Feltrin Biancalana
1975/1978	Curso técnico. CTA – Colégio Técnico de Aerofotogrametria Técnico em Aerofotogrametria
1979/1984	Curso de Graduação. FEI – Faculdade de Engenharia Industrial Engenharia Mecânica de Máquinas e Ferramentas
1984/1986	Curso de Graduação. FEI – Faculdade de Engenharia Industrial Engenharia de Produção Mecânica.
2001/2004	Curso técnico. Escola Técnica Getúlio Vargas – Centro Paula Souza Técnico em Mecatrônica.
2013/2016	UNESP – Campus Guaratinguetá-SP Mestrado em Engenharia Mecânica.

**À minha Esposa,
Ozilani Nascimento Biancalana**

**Aos meus Pais,
Hamilton Biancalana e
Maria da Conceição Feltrin Biancalana**

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, Nosso Senhor, por ter me propiciado as condições necessárias para a realização deste trabalho.

A TENARIS CONFAB por ter acreditado na proposta deste trabalho e ter-nos fornecido todos os recursos fabris, técnicos e laboratoriais necessários à sua realização.

A todos os engenheiros, técnicos e operadores da TENARIS CONFAB, que direta ou indiretamente colaboraram e apoiaram o desenvolvimento desta pesquisa.

Agradeço, in memoriam, ao nosso querido Engenheiro Bruno Melniski de Souza, da TENARIS CONFAB, pela valiosa contribuição e carinho com que encampou a ideia e os objetivos deste trabalho, empenhando-se muito em toda a organização dos recursos fabris e laboratoriais necessários à sua realização, apoio logístico na seleção dos tubos e na preparação dos dispositivos, além das intermináveis reuniões para realização dos ensaios e obtenção dos resultados.

À empresa ENERGYARC, na pessoa do Eng. Arnaldo Marinaro, por mais esta colaboração, atenção, dedicação, carinho e disposição total no fornecimento de todos os recursos, ideias e equipamentos necessários para a realização do processo de vibração mecânica estudado.

Ao professor Dr. Herman Jacobus Cornelis Voorwald, meu querido orientador, pela valiosa orientação com sugestões impressionantes que impulsionaram o trabalho, conduzindo-o e norteando-o como um todo, levando-o a bom termo. E tudo com muita descontração e bom humor e algumas chamadas de atenção.

Ao professor Dr. Ângelo Caporalli Filho, meu querido coorientador, pela sugestão de aplicarmos a vibração mecânica como um processo de alívio de tensões em várias áreas da mecânica, o que nos levou a aplicá-la em tubos associados a conectores. E aqui também, entre as dificuldades e facilidades não faltou o bom humor e as gargalhadas.

Ao pesquisador Dr. Martin Ferreira Fernandes pelas orientações, sugestões, análises do artigo técnico, pelas importantes contribuições nas discussões sobre elaboração e formatação e análises dos resultados.

À pesquisadora MSc.Emanuele Schneider Callisaya pela maravilhosa contribuição nas análises dos resultados e na realização dos modelamentos estatísticos no MINITAB, que evidenciaram, fazendo brilhar, os resultados deste trabalho.

Ao Departamento de Engenharia de Materiais - DMT - pela disponibilização dos recursos, cuidado, atenção e dedicação de todos os seus técnicos, pelas informações necessárias para realização deste trabalho.

A todos do Grupo pesquisa de Fadiga e Materiais Aeronáuticos pelo acolhimento, pelo carinho, pelos comentários, pelo cafezinho e pela ajuda e contribuição nos momentos cruciais deste trabalho.

Um especial agradecimento, in memoriam, ao meu querido sogro José Luiz do Nascimento, bom humorado soldador qualificado, aplicado, aguerrido, que tinha como lema: “ Se não puder ajudar, também não atrapalho”, que forneceu todos os materiais básicos, assim como, a mão de obra, para a confecção dos primeiros dispositivos de montagem dos moto vibradores.

“Digo que importa muito, ter uma grande e muito decidida determinação de não parar enquanto não alcançar a meta, surja o que surgir, aconteça o que acontecer, sofra-se o que sofrer, murmure quem murmurar, mesmo que não se tenham forças para prosseguir, mesmo que se morra no caminho ou não suporte os padecimentos que nele há, ainda que o mundo venha abaixo...” (Santa Tereza de Ávila, C 21, 1-2).

RESUMO

O trabalho analisa a aplicação do tratamento vibratório ressonante intermitente VSR (*Vibratory Stress Relief*) em tubos soldados a conectores, aplicados na execução e exploração de poços de petróleo e gás. O processo VSR foi aplicado de forma intermitente em duas condições: primeira, denominada de tratamento de vibração simples, (TVS), composto de duas etapas. O segundo processo, foi denominado de tratamento de vibração ressonante dupla, (TVD), que consistiu de um tratamento composto por três etapas. Os tratamentos vibracionais TVS como o TVD, foram comparados com o tratamento térmico de alívio de tensões normalmente recomendado pela norma ASTM A 672. Os produtos tratados foram avaliados, através de ensaios mecânicos de dureza Vickers HV10, pela energia de impacto, Charpy CVN, pelos ensaios de tenacidade à fratura CTOD, ensaios de tração e de dobramento. Grande quantidade de resultados foram obtidos e estudados analiticamente, como também, foram analisados, a partir de modelamento estatístico e análise de variância ANOVA (*Analysis of Variance*) com a utilização do software MINITAB. Os resultados destes ensaios atenderam os limites de projeto, fazendo parte dos critérios de qualidade, de sua aprovação e aceite. Os tratamentos de vibração ressonantes (VSR) não introduziram nenhum dano ao produto, apresentaram a tendência de afetarem positivamente as propriedades mecânicas avaliadas superando ou se igualando a mesma tendência apresentada pelo tratamento térmico para o mesmo fim, com o tratamento de vibração ressonante duplo TVD apresentando os melhores resultados. Os tratamentos ressonantes vibracionais apresentaram tempo de aplicação muito reduzido quando comparados com o tratamento térmico.

Palavras - chave: Alívio de tensões por vibração VSR; Tratamento Térmico para alívio de tensões; Tubos com conectores.

ABSTRACT

The work analyzes the application of intermittent resonant vibratory treatment VSR (Vibratory Stress Relief) on pipes welded to connectors, applied in the execution and exploration of oil and gas wells. The VSR process was applied intermittently in two conditions: first, called simple vibration treatment, (TVS), composed of two stages. The second process was called double resonant vibration treatment (TVD), which consisted of a treatment composed of three stages. TVS vibrational treatments, such as TVD, were compared with the stress relief thermal treatment normally recommended by the ASTM A 672 standard. The treated products were evaluated, through mechanical tests of Vickers HV10 hardness, by impact energy, Charpy CVN, by CTOD fracture toughness tests, tensile and bending tests. A large number of results were obtained and studied analytically, as well as analyzed using statistical modeling and ANOVA (Analysis of Variance) analysis using MINITAB software. The results of these tests met the project limits, forming part of the quality criteria for approval and acceptance. The resonant vibration treatments (VSR) did not introduce any damage to the product, they tended to positively affect the mechanical properties evaluated, surpassing or equaling the same trend presented by the thermal treatment for the same purpose, with the double TVD resonant vibration treatment presenting the best results. Vibrational resonant treatments had a much shorter application time when compared to thermal treatment.

Keywords: VSR Vibration Stress Relief; Post Weld Heat Treat; pipes with connectors.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Superposição da tensão residual com uma tensão aplicada. σ_r = tensão residual; σ_s = tensão devido ao momento fletor; σ = tensão total.....	33
Figura 2. Esquema do comportamento das tensões residuais nas vizinhanças de uma união por soldagem de chapas finas.....	36
Figura 3. Processo TMCP – Ilustração dos estágios do processo.....	47
Figura 4. Processo Mannesmann de laminação de tubos.....	54
Figura 5. Perfurando o lingote no laminador –cross roll piercing mill Mannesmann .1 lingote perfurado.....	55
Figura 6. Fresadora longitudinal continua para grandes diâmetros.....	56
Figura 7. Prensa de Bordas para tubos de grandes diâmetros.....	56
Figura 8. a) Prensa U-Posicionamento da chapa. b) Conformando a chapa.....	57
Figura 9. Prensa hidráulica para conformação de tubos. Força máxima de conformação igual a 500 MN.....	57
Figura 10. a) máquina seladora; b) tubo em processo de selagem.....	58
Figura 11. Máquina para soldagem SAW externa.....	58
Figura 12. a) Tubo na entrada do expensor. b) Tubo sendo expandido.....	59
Figura 13. a) Equipamento de teste hidrostático. b) Tubo sendo testado.....	59
Figura 14. Fluxo de fabricação no processo UOE.....	60
Figura 15. Esquema do equipamento de produção de tubos helicoidais.....	61
Figura 16. Esquema do equipamento de produção de tubos helicoidais.....	61
Figura 17. Linha ERW completa com stand de rolos ajustáveis e pulmão de chapas.....	62
Figura 18. Diagrama - produção de tubos redondos. Laminação de rolos – <i>cage rollers</i>	62
Figura 19. HFCW-Sistema de soldagem por condução.....	63
Figura 20. HFIW-Sistema de soldagem por Indução.....	63
Figura 21. O processo HFCW.....	64
Figura 22. O processo HFIW.....	64

Figura 23. Esquema de uma linha ERW– TENARIS CONFAB.....	64
Figura 24. Modelo de conexões para união de tubos.....	65
Figura 25. Modelo de conexões para união entre tubos.....	66
Figura 26. Perfil de rosas para conectores. <i>a) Long Threads Couplings-LC, Short Thread Couplings -SC; b) Buttress Threads Couplings - (BC) e c) Extreme Line Threads and Couplings - (XC)</i>	70
Figura 27. Parcela da tensão residual aliviada com a temperatura de tratamento.....	78
Figura 28. Variação do limite de escoamento e de resistência versus temperatura.....	79
Figura.29. Efeito da carga nas frequências de teste.....	88
Figura 30. Efeito da frequência no deslocamento da peça submetida a uma carga cíclica de 10 N.....	90
Figura 31. Efeito da carga na amplitude na $f = 78,975 \text{ Hz}$ (ressonância).....	90
Figura 32. Zona de operação com frequência sub ressonante.....	95
Figura 33. Comportamento harmônico. Frequências versus Energia de vibração.....	96
Figura 34. Ponto “X” igual a frequência harmônica da peça.....	97
Figura 35. Tempo do processo de vibração em função do peso da peça.....	99
Figura 36. Produto apoiado e sistema de vibração posicionado no seu comprimento médio.....	100
Figura 37. Diagrama de ressonância da Eq. (11) mostrando (a) o movimento relativo de um sistema no qual a extremidade da mola é submetida a um movimento alternado de amplitude a_0 , e (b) o movimento absoluto de um sistema no qual a massa sofre a ação de uma força de amplitude variável $ma_0\omega^2$	102
Figura 38. (a) Amplitudes da vibração forçada para vários graus de amortecimento. (b) Ângulo de fase entre a força e o deslocamento, como função da frequência para vários valores do amortecimento.....	103
Figura 39. Tubos API 5LB X80M-PSL2 com conectores AISI 4130.....	107
Figura 40. Equipamentos para soldagem MAG.....	110
Figura 41. Arranjo esquemático para o conjunto de equipamentos para execução de soldagem SAW.....	113

Figura 42. Tubos API 5LB X80M-PSL2 com conectores AISI 4130 posicionados sobre roletes motorizados sob os cabeçotes de soldagem. Esquema de montagem.....	115
Figura 43. Fonte de aquecimento e controle elétrico com doze canais e registrador gráfico.....	119
Figura 44. Cabos de alimentação e controle das resistências elétricas de aquecimento.....	120
Figura 45. Resistência elétrica senoidal montada na região de solda tubo-conetor.....	120
Figura 46. Manta térmica de fibro cerâmica.....	121
Figura 47. Termopar capacitivo.....	121
Figura 48. Sequência de montagem e fixação da resistência elétrica, termopar e manta térmica.....	122
Figura 49. Tratamento térmico da extremidade do tubo com conector fêmea (<i>box</i>).....	123
Figura 50. Gráfico orientativo do processo de tratamento térmico realizado.....	124
Figura 51. Equipamento Formula 62 para execução de alívio de tensões residuais.....	125
Figura 52. Projetos dos dispositivos para fixação do indutor de vibração e apoio para o tubo com conectores.....	150
Figura 53. Projeto mecânico do dispositivo de sustentação vibrador com o acelerômetro e apoios com amortecedores de borracha.....	152
Figura 54. Montagem do suporte do indutor no tubo e apoios flexíveis.....	154
Figura 55. Tempo do processo de vibração ressonante versus peso da peça.....	155
Figura 56. Posicionamento do vibrador nos processos de vibração simples e dupla.....	156
Figura 57. Posição de montagem do dispositivo de vibração no centro da peça.....	157
Figura 58. Nova posição de montagem do dispositivo de vibração deslocado do centro da peça.....	157
Figura 59. Processo TVS. Posicionamento do indutor de vibração no tubo.....	158
Figura 60. Posição de montagem do dispositivo de vibração-extremidade da peça.....	159
Figura 61. Resultados para o Tratamento TVS na peça de mesmo nome.....	160
Figura 62. Resultados para o tratamento TVD na peça de mesmo nome.....	160
Figura 63. Local de retirada dos corpos de prova.....	161
Figura 64. Amostra para aquisição da composição química do material do tubo e do conector.....	161
Figura 65. Espectômetro de emissão ótica SPECTRO MAXX ADVANCED.....	162
Figura 66. Durômetro Mitutoyo HV 110/120 série 810-440A.....	162

Figura 67. Posições de retirada das amostras no produto e detalhes com os pontos de medição de dureza Vickers.....	163
Figura 68. Desenho para fabricação das amostras CVN – 10 x 10 x 55 mm, conforme ASTM A370.....	166
Figura 69. Local de retirada das amostras CVN e posição do entalhe com relação à solda.....	166
Figura 70. Equipamentos para realização dos ensaios de Charpy.....	168
Figura 71. Equipamento de ensaio de tração KRATUS - 1000 kN (100 tf)	170
Figura 72. Locais de remoção no tubo com conector e tipo de C.P.....	171
Figura 73. C.P. para o ensaio de tração. (a) Orientação Longitudinal. (b) Orientação transversal à solda.....	172
Figura 74. Corpo de prova posicionado para o ensaio de tração.....	173
Figura 75. Fixação do extensômetro de corpo duplo no corpo de provas.....	173
Figura 76. Dimensões dos C.P. (a) e posição de retirada no produto (b).....	175
Figura 77. Dispositivo de ensaios de dobramento guiado e ajuste das ferramentas com relação ao produto.....	176
Figura 78. Regiões da solda circunferencial e direção de entalhe, de remoção dos corpos de prova.....	177
Figura 79. Corpo de prova de CTOD SE(B) em três pontos- BS 7448 (1992).....	179
Figura 80. Disposição da sala de ensaio de CTOD. a) Máquina MTS de ensaio; b) Corpo de provas posicionado no interior da máquina de ensaio; c) IHM Interface Homem Máquina) para ajuste e obtenção dos resultados.....	180
Figura 81. Máquina de ensaio MTS 250 kN MTS 810 e sensor 632.03F-30 OPT 006 utilizados no ensaio de CTOD. MTS, 2023.....	181
Figura 82. Equipamentos para o controle de temperatura do banho.....	181
Figura 83. Projetor de perfil Mitutoyo série 400 Quadra Chek 200.....	182
Figura 84. Invólucro da trinca. BS 7448 (1997).....	184
Figura 85. C.P. posicionado na Máquina de ensaio MTS 250 kN MTS 810 e sensor de medição posicionado para medição de abertura da pré-trinca.....	185
Figura 86. C.P. posicionado no interior do banho na máquina de ensaio MTS 250 kN MTS 810, o ensaio de CTOD.....	186
Figura 87. Desenho esquemático do corpo de prova no interior do projetor de perfil Mitutoyo posicionado para obtenção dos comprimentos de trinca a_n e cálculo do comprimento médio da trinca a_0	188

Figura 88. Resultados possíveis para o ensaio de CTOD.....	190
Figura 89. Determinação gráfica da componente plástica do deslocamento da boca do entalhe.....	191
Figura 90. Micrografias do aço API 5LX80 após o processo TMCP verificada com microscópio ótico com ampliação de 500X e com o microscópio de varredura eletrônica MEV com ampliação de 3000X.....	193
Figura 91. Micrografia do aço AISI 4130 beneficiado apresentando uma microestrutura constituída por bainita e martensita revenida. Ampliação ótica de 1000X.....	194
Figura 92. Resultados de dureza na posição 0° para todas as condições e locais de medição. Dureza máxima admissível 350HV10.....	202
Figura 93. Resultados de dureza na posição 90° para todas as condições e locais de medição. Dureza máxima admissível 350HV10.....	203
Figura 94. Resultados de dureza na posição 180° para todas as condições e locais de medição. Dureza máxima admissível 350HV10.....	204
Figura 95. Resultados de dureza na posição 270° para todas as condições e locais de medição. Dureza máxima admissível 350HV10.....	205
Figura 96. Matriz do Experimento. Fatorial Completo.....	206
Figura 97. Resultados de Análise de Variância – Dureza versus: Condição, Local de Medição e Ângulo. Confiança de 95%	207
Figura 98. Equação de regressão para obtenção dos valores de dureza esperado.....	208
Figura 99. Médias de dureza com relação ao tipo de tratamento de alívio de tensões realizado.....	209
Figura 100: Comparação entre valores de dureza versus Condição, Local de Medição e Ângulo.....	210
Figura 101. Gráfico de interação entre fatores Local de Medição e Ângulo - resposta, valores de dureza.....	211
Figura 102. Gráfico de interação do Fator Condição e Local de Medição com resposta dureza.....	212
Figura 103. Gráfico de ajuste do processo de obtenção e realização dos dados.....	213
Figura 104. Valores resposta para o teste de Tukey relacionando a dureza com a Condição a 95% de confiança.....	214
Figura 105. Gráfico do teste de Tukey relacionando a dureza com a Condição com 95% de confiança.....	215

Figura 106. Valores resposta para o teste de Tukey relacionando a Dureza com Local de Medição.....	216
Figura 107. Gráfico resposta para o teste de Tukey relacionando a Dureza com Local de Medição.....	217
Figura 108. Valores resposta de Tukey relacionando a Dureza com Ângulo com 95% de confiança.....	218
Figura 109. Gráfico resposta para o teste de Tukey relacionando a Dureza com Ângulo.....	218
Figura 110. Valores de resposta da ANOVA para: TUBO – Linha Externa para os fatores Condição e Região.....	223
Figura 111. Gráfico de ANOVA para TUBO – Linha Externa.....	224
Figura 112. Valores resposta da ANOVA para: TUBO INTERNO analisando os fatores Condição e Região.....	225
Figura 113. Gráfico de ANOVA para Tubo – Linha Interna.....	227
Figura 114. Metalurgia da zona termicamente afetada do aço AISI 4130 do conector: a) região de crescimento de grão (grãos grosseiros) e a presença da martensita.; b) região de refino de grão (grãos menores) com microestrutura ferrítica-martensítica e presença do constituinte M-A. Micrografias obtidas através do MET.....	231
Figura 115: Gráficos das médias dos resultados de energia de impacto (J) x processos de alívio de tensões na região do conector.....	232
Figura 116. Valores resposta da ANOVA para: Conector Linha Externa versus os fatores Condição e Região.....	233
Figura 117. Gráfico de ANOVA para Conector – Linha Externa.....	234
Figura 118. Valores resposta da ANOVA para: Conector Linha Interna analisando os fatores Condição e Região.....	236
Figura 119. Gráfico de ANOVA para Conector – Linha Interna.....	237
Figura 120. Gráficos das médias dos resultados de energia de impacto (J) x processos de alívio de tensões nas regiões da solda.....	241
Figura 121. Valores resposta da ANOVA para: SOLDA SUPERIOR e SOLDA DE INTERSECÇÃO analisando os fatores Condição e Região.....	242
Figura 122. Gráfico de ANOVA para SOLDA – SOLDA EXTERNA.....	243
Figura 123. Corpos de prova similares aos obtidos nos ensaios de dobramento guiado-Plano lateral.....	248
Figura 124. Resultado da ANOVA para os valores de CTOD versus POSIÇÃO.....	263

Figura 125. Gráficos (a) CTOD versus CONDIÇÃO e (b) CTOD versus REGIÃO.....	264
Figura 126. Gráficos de CTOD de interação dos tratamentos (CONDIÇÃO) com relação às POSIÇÕES.....	265
Figura 127. Gráficos comparativo de Tukey para Posição versus diferenças de valores de CTOD.....	266
Figura 128. Gráficos comparativo de Tukey para Condição (tratamentos de alívio de tensões) versus diferenças de valores de CTOD.....	267

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Modelos de roscas API e PREMIUM.....	73
Tabela 2. Condições de aplicação das conexões API e PREMIUM.....	73
Tabela 3. Composição química do arame de solda ER90S-D2. (% massa).....	108
Tabela 4. Características mecânicas da junta soldada com o arame de solda ER90S-D2 associado à mistura dos gases de proteção, <i>Ar e CO₂</i>	109
Tabela 5. Características da fonte e comando do equipamento de solda MAG.....	111
Tabela 6. Composição química do fluxo neutro Lincoln Weld 888. (%massa)	111
Tabela 7. Composição química típica do arame de solda LA 84 (%massa).	112
Tabela 8. Características mecânicas da junta soldada com o arame de solda LA 84 associado ao fluxo.....	112
Tabela 9. Características da fonte ZD5-100E para solda SAW.....	114
Tabela 10. Processo GMAW. Ajustes do processo para solda de raiz.....	116
Tabela 11. Processo SAW. Parâmetros de Solda – Soldagem de acabamento.....	117
Tabela 12. Temperaturas de pré-aquecimento verso porcentagem de carbono equivalente da junta.....	118
Tabela 13. Especificação dos tubos API 5LB X80 com conectores AISI 4340.....	118
Tabela 14. Especificação dos tubos com conectores e respectivos tratamentos.....	119
Tabela 15. Especificação dos tubos com conectores, respectivos tratamentos e tempos de processo.....	159
Tabela 16. Quantidade de leituras de dureza Vickers x Local por amostra.....	163
Tabela 17. Tabela de Fatores e Níveis para aplicação do Fatorial Completo.....	165
Tabela 18. Amostras de Charpy V. Quantidades para cada local.....	167
Tabela 19. Planejamento para análise de variância ANOVA para o Conector.....	169
Tabela 20. Planejamento para análise de variância ANOVA para o Tubo.....	169
Tabela 21. Planejamento para análise de variância ANOVA para a Solda.....	169
Tabela 22. Ensaio de tração: Tipo de C.P., local de remoção e quantidades.....	171
Tabela 23. Ensaio de dobramento lateral. Quantidade e corpos de prova.....	174
Tabela 24. Corpos de prova para ensaios de CTOD retirados da região de solda circunferencial.....	178
Tabela 25. Valores do fator de forma para o intervalo de $0,45 < a_0/W < 0,55$	189
Tabela 26. Composição química média do tubo API 5LB X80M (% massa).....	192
Tabela 27. Composição química média do material do conector AISI 4130 (% massa).....	193

Tabela 28. Solda de raiz e enchimento. Resultados típicos na junta de solda. (%massa).....	195
Tabela 29. Médias ($\bar{x}$) dos valores de dureza HV10, desvio padrão (σ) nas posições angulares e nas regiões.....	196
Tabela 30. Região e Posição angular na qual se encontra os cinco maiores valores de dureza Vickers para cada região (HAZP, WELD, HAZC) e para cada condição do produto (ST, TT, TVS, TVD).....	197
Tabela 31 -Região e Posição angular na qual se encontra os sete maiores valores de dureza Vickers para cada região (HAZP, WELD, HAZC) e para cada condição do produto (ST, TT, TVS, TVD).....	198
Tabela 32. Maiores e menores valores de energia CVN na zona termicamente afetada do tubo ZTAT.....	221
Tabela 33. Média aritmética e desvio padrão dos valores de energia CVN na zona termicamente afetada do tubo.....	222
Tabela 34. Maiores valores de energia CVN na ZTAC.....	229
Tabela 35. Média aritmética dos valores de energia CVN na ZTAC.....	229
Tabela 36. Maiores valores de CVN em cada região para cada tipo de tratamento.....	239
Tabela 37. Valores médios de energia ($\bar{x}$) nas regiões de SOLDA e desvios padrão σ	239
Tabela 38. Resultados dos Ensaios de tração transversal à solda circunferencial.....	244
Tabela 39. Resultados dos Ensaios de tração longitudinal à solda circunferencial.....	246
Tabela 40. Resultados dos Ensaios de CTOD para o produto Sem Tratamento ST.....	249
Tabela 41. Resultados dos Ensaios de CTOD para o produto com Tratamento TVS.....	251
Tabela 42. Resultados dos Ensaios de CTOD para o produto com Tratamento TVD.....	253
Tabela 43. Resultados dos Ensaios de CTOD para o produto com Tratamento TT.....	255
Tabela 44. Resultados dos Ensaios de CTOD.....	258
Tabela 45. Comparação dos Valores médios de CTOD de carga máxima para as regiões em estudo.....	262

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ABS	American Bureau of Shipping
ARBL	Aços de Alta Resistência e Baixa Liga
ASM	American Society for Metals
ASTM	American Society for Testing and Materials
AISI	American Iron and Steel Institute
API	American Petroleum Institute
ASME	American Society of Mechanical Engineers
AWS	American Welding Society
AWWA	American Water Works Association
BS	British Standard
CRA	Corrosion Resistant Alloys
CSA	Canadian Standards Association
DIN	Deutsches Institut für Normung
DWTT	Drop Weight Tear Test
EN	European Standard
ERW	Electric Resistance Welding
FCAW	Flux Cored Arc Welding
FEM	Finite Element Method
GOST	Russian Norm
HFCW	High Frequency Conduction Welding
HFIW	High Frequency Induction Welding
HSLA	High Strength low alloys
HIC	Hydrogen Induced Cracking
HP/HVOF	High Pressure/High Velocity Oxygen and Fuel
IGBT	Insulated Gate Bipolar Transistor
IIW	International Institute of Welding
ISO	International Organization for Standardization
JIS	Japanese Industrial Standards
LF	Linha de Fusão
MB	Metal Base
NACE	National Association of Corrosion Engineers

NBR	Norma Brasileira (ABNT)
PSI	Pound Force per Square Inch
PSL	Product Specification Level
SAE	Society of Automotive Engineers
SSCC	Sulphide Stress Corrosion Cracking
SRT	Splitting Ring Test
TMCP	Thermo-Mechanical Control Processing
ZF	Zona Fundida
ZTA	Zona Termicamente Afetada

LISTA DE SÍMBOLOS

ARBL	Alta Resistência Baixa Liga
ANOVA	Analysis Of Variance
CCC	Cúbica de Corpo Centrado
CFC	Cúbica de Face Centrada
CE(IIW)	Internacional Institute of Welding
CVN	Charpy V Notch – Teste de impacto Charpy
ERW	Electric Arc Welding
F	Frequência de excitação-Hz
GMAW	Gás Metal Arc Welding
HFCW	High Frequency Conduction Welding
HFIW	High Frequency Induction Welding
HSLA	High Strength Low Alloys)
H2S	Sulfeto de hidrogênio
LE	Tensão Limite de Escoamento
LF	Linha de Fusão
LR	Tensão Limite de Resistência
MBC	Material Base do Conector
MBT	Material Base do Tubo
OCTG	Oil Country Tubular Goods
Pcm	Parâmetro Modificado
PWHT	Post Weld Heat Treat
SAW	Submerge Arc Welding
SR	Supplementary Requirement
SER	Stress Relief Engineering Company
SSC	Sulfide Stress Cracking
ST	Produto Sem Tratamento
TIG	Tungsten Inert Gas
TMCP	Thermomechanical Controlled Processing
TMCR	Thermomechanical Controlled Rolling

TT	Produto com tratamento Térmico
TVD	Produto com Tratam. por Vibração Dupla
TVS	Produto com Tratam. por Vibração Simples
WPS	Welding Procedure Specification
UOE	Conformação em U; em O e Expansão
VSR	Vibratory Stress Relief
VWC	Vibratory Welding Conditions
ZTAT	Zona Termicamente Afetada do Tubo
ZTAC	Zona Termicamente Afetada do Conector

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	27
1.1	OBJETIVO E JUSTIFICATIVAS.....	31
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	32
2.1	TENSÕES RESIDUAIS.....	32
2.2	TIPOS DE TENSÕES RESIDUAIS.....	33
2.3	PROCESSOS PRODUTIVOS GERADORES DE TENSÕES RESIDUAIS.....	34
2.3.1	Processos de Soldagem.....	34
2.3.2	Processos de Conformação.....	38
2.3.3	Gerenciamento das Tensões Residuais em Tubos.....	39
2.3.4	Bobinamento e desbobinamento de chapas.....	42
2.3.5	Tensões residuais em chapas bobinadas.....	43
2.3.6	Métodos para medição tensões residuais.....	43
2.4	AÇOS EMPREGADOS NA PROSPECÇÃO, TRANSPORTE E DISTRIBUIÇÃO DE PETRÓLEO E GÁS.....	45
2.5	NORMA API 5L – TUBOS PARA TRANSPORTE E DISTRIBUIÇÃO (<i>LINE/PIPE</i>).....	50
2.6	AÇOS AISI 4130.....	51
2.7	PRINCIPAIS PROCESSOS DE FABRICAÇÃO DE TUBOS API.....	53
2.7.1	Tubos sem costura (<i>Seamless pipe</i>).....	53
2.7.2	Tubos SAW (<i>Submerge Arc Welding</i>) - Processo UOE.....	55
2.7.3	Tubos SAW (<i>Submerge Arc Welding</i>) - Processo Helicoidal.....	60
2.7.4	Tubos com costura (<i>Welded pipe</i>). Processo <i>ERW</i> (<i>Electric Resistance Welding</i>)	61
2.8	TUBOS COM CONECTORES – CONEXÕES PADRÃO API E PROPRIETÁRIAS.....	65
2.8.1	Os tipos de roscas, características de aplicação.....	74
2.9	TRATAMENTO TÉRMICO PARA ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS.....	77
2.10	A TÉCNICA DE VIBRAÇÃO MECÂNICA APLICADA PARA ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS.....	83
2.10.1	O processo de Vibração <i>Meta-Lax da Bonal Technologies</i>.....	95

2.10.2	O processo de Vibração FORMULA 62 – <i>ENERGYARC SRE (Stress Relief Engineering Company)</i>	97
2.10.3	A aplicação do processo de alívio de tensões por vibração ressonante com a constituição dos processos TVS (Tratamento ressonante por Vibração Simples) e TVD (Tratamento ressonante por Vibração Dupla)	99
3	MATERIAIS E MÉTODOS.....	106
3.1	MATERIAIS.....	106
3.1.1	Materiais do tubo e conectores.....	116
3.1.2	Solda do tubo aos conectores – Processos e Especificações.....	107
3.1.2.1	Solda de raiz – Processo GMAW.....	108
3.1.2.1.1	Especificação do eletrodo.....	108
3.1.2.1.2	Especificação do gás de proteção.....	109
3.1.2.1.3	Especificação dos equipamentos de soldagem MAG automática/manual.....	109
3.1.2.2	Solda de enchimento. Processo SAW.....	111
3.1.2.2.1	Especificação do fluxo.....	111
3.1.2.2.2	Especificação do arame.....	112
3.1.2.2.3	Especificação dos equipamentos SAW automático.....	113
3.2	MÉTODOS.....	114
3.2.1	Solda de raiz GMAW (<i>Gas Metal Arc Welding</i>)	115
3.2.2	Solda de acabamento por arco submerso, SAW (<i>Submerged Arc Welding</i>) ..	116
3.2.3	Processo de Alívio de Tensões Térmico.....	119
3.2.4	Processo de Alívio de Tensão por Vibração.....	124
3.2.4.1	Equipamento para Alívio de Tensões através de Vibração Fórmula 62.....	124
3.2.4.2	Projeto do dispositivo para Vibração.....	125
3.2.4.3	Montagem do dispositivo e execução dos testes de alívio por vibração.....	152
3.3	ENSAIOS MECÂNICOS.....	161
3.3.1	Caracterização Química.....	161
3.3.2	Ensaio de Dureza.....	162
3.3.3	Ensaio de Impacto Charpy “V”	165
3.3.4	Ensaio de Tração.....	170
3.3.5	Ensaio de dobramento.....	174
3.3.6	Ensaio de Abertura de Trinca ou ensaio de tenacidade CTOD.....	177
3.3.6.1	Pré-trinca de fadiga.....	182

3.3.6.2	Execução do Ensaio de CTOD.....	186
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	192
4.1	CARACTERIZAÇÃO QUÍMICA.....	192
4.1.1	Material do tubo e do blank.....	192
4.1.2	Material do blank AISI 4130.....	193
4.1.3	Composição química média da solda.....	194
4.2	CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA.....	195
4.2.1	Ensaio de Dureza.....	195
4.2.2	Ensaio de Impacto – Charpy “V”	220
4.2.2.1	Análise da zona termicamente afetada do tubo – ZTAT.....	220
4.2.2.1.1	<i>ZTAT. Aplicação da ANOVA na região da Linha Externa do Tubo.....</i>	222
4.2.2.1.2	<i>ZTAT. Aplicação da ANOVA na região da Linha Interna do Tubo.....</i>	225
4.2.2.2	Análise para a Zona Afetada Termicamente no CONECTOR – ZTAC.....	228
4.2.2.2.1	<i>ZTAC. Aplicação da ANOVA na região da Linha Externa do Conector.....</i>	233
4.2.2.2.2	<i>ZTAC. Aplicação da ANOVA na região da Linha Interna do Conector.....</i>	235
4.2.2.3	Análise da Região de Solda.....	238
4.2.3	Ensaio de tração.....	244
4.2.4	Ensaio de dobramento guiado.....	247
4.2.5	Ensaio de CTOD.....	248
5	CONCLUSÕES.....	268
6	PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS	271
	REFERÊNCIAS.....	272
	APÊNDICE A - TABELAS DE RESULTADOS DOS ENSAIOS DE DUREZA VICKERS.....	284
	APÊNDICE B - TABELA DE RESULTADOS DOS ENSAIOS DE CHARPY.....	288
	APÊNDICE C -TABELA DE RESULTADOS E GRÁFICOS DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO.....	289
	APÊNDICE D. TABELA DE RESULTADOS E GRÁFICOS DOS ENSAIOS DE CTOD.....	296
	APÊNDICE E. GRÁFICOS DE CTOD, CARGA VERSUS ABERTURA DO SENSOR CLIP GAGE.....	297

1 INTRODUÇÃO

A preocupação com relação a falhas que possam ocorrer em poços de petróleo e gás sempre estiveram presentes nos trabalhos de exploração e extração, principalmente nas execuções em plataformas marítimas (operações *offshore*).

Essas falhas, quando ocorrem, implicam elevados custos, perda de equipamentos, danos ao meio ambiente e à imagem da indústria petroleira e, muitas vezes, perda de vidas humanas.

Ao longo dos anos as petroleiras e suas coligadas têm trabalhado exaustivamente para a diminuição destes riscos implementando as tecnologias de exploração, no desenho e construção dos poços e itens destinados à sua sustentação e no desenvolvimento dos equipamentos destinados ao transporte e controle do fluido extraído (MAURO,2013).

Muitos destes itens são formados por tubos de aço, produzidos através do processo UOE, que consiste na conformação de uma chapa de aço de elevada resistência e baixos níveis de elementos de liga (ARBL), em perfil “U”, em seguida, no perfil “O”, seguida da soldagem longitudinal e expansão “E” do diâmetro interno do tubo. Normalmente são fabricados segundo a norma API, ASME, entre outras.

Os tubos ASTM A 672 apresentam uma característica interessante que são os tratamentos térmicos a que podem ser submetidos com relação à sua aplicação específica. O interesse se prende no tratamento térmico para o alívio de tensões, que deve ser aplicado aos tubos ASTM A 672, e que são relacionados com as especificações API e ASME para o mesmo fim.

Por outro lado, estes tubos podem ser associados a conectores soldados em suas extremidades, sendo uma, com rosca macho (*Pin*), e, na outra, com rosca fêmea, (*box*). O foco deste tipo de montagem está na rapidez nos trabalhos de composição das linhas, na diminuição dos riscos na montagem; melhoraria da segurança e minimização da probabilidade de falhas em operação em toda linha montada (TENARIS,2012).

A união dos conectores ao tubo se faz primordialmente através do processo SAW (*Submerged Arc Welding*) de soldagem por arco submerso. A especificação adequada dos insumos, arame e fluxo, assim como, os parâmetros de ajustes dos equipamentos de soldagem representam alguns dos pontos chaves para a qualidade do produto final e o sucesso na sua aplicação. A seleção dos arames, para soldagem com arco submerso, faz-se pela sua influência nas propriedades mecânicas do conjunto como também, pela composição química final do metal de solda. Os componentes mais comuns dos eletrodos são o carbono, que aumenta a dureza e a resistência da solda, assim como o manganês que, associado com o silício, se combinam com o enxofre e o oxigênio, promovendo a desoxidação no poço de solda

neutralizando o efeito nocivo destes componentes. O eletrodo ainda pode conter teores de cobre, cromo e molibdênio que aumentam a resistência à corrosão, a dureza e a resistência da junta a altas temperaturas, além de níquel, que melhora as condições de tenacidade e absorção de energia ao impacto e outros elementos de liga que podem ser agregados de maneira a adequar a aplicação às necessidades de trabalho da peça soldada (ESAB, 2005).

Dois fatores influenciam a especificação do tipo de fluxo: características de desempenho e propriedades mecânicas (ESAB, 2004).

Como características de desempenho tem-se a capacidade de condução de corrente elétrica, a capacidade de remoção de óxidos e carepa, a facilidade de remoção e retirada da escória associada à possibilidade de uso de vários arames no processo garantindo, controle de qualidade do processo e cadência produtiva esperada.

As propriedades mecânicas da junta soldada, entre tubo e conector e sua integridade, são de suma importância para a aplicação destes produtos. Portanto, deve haver um compromisso das características de desempenho, fornecida pelo fluxo, para satisfazer às propriedades mecânicas requeridas, normalmente fornecidas pelo eletrodo.

Muitos dos processos de revestimento de poços, além dos tubos destinados à extração do fluido, (*tubing*) utilizam tubos com conectores machos e fêmea e conexões do tipo união, os quais são conhecidos como tubos OCTG (*Oil Country Tubular Goods*).

No passado, os pontos de conexões nas linhas eram os mais fracos comparados com o material do corpo do tubo. Nos nossos dias, entretanto, devido às novas técnicas de projetos e análises computacionais, aliados às novas técnicas de fabricação, novos materiais e processos de soldagem, estes pontos de união se tornaram tão ou mais resistentes que o próprio corpo do tubo, ainda assim, a par do aumento de qualidade e resistência, estima-se que 85% a 95% das falhas ainda ocorram nos pontos de conexões (PAYNE, 2006).

Estas linhas de tubos e conexões estão submetidas a vários tipos de solicitações, desde as inerentes aos processos de perfuração e produção do poço, como as devidas à formação geológica, ambiente corrosivo e temperatura local, pressões internas e externas, corrosão, torção e flexão em todo o sistema, além de, forças axiais devido ao peso próprio de toda a linha. Este conjunto de solicitações se combinam entre si conduzindo a um sistema complexo de solicitações implicando um verdadeiro desafio para a engenharia mecânica e de materiais no desenvolvimento de um produto que possua vida útil adequada, estabilidade mecânica e a estanqueidade requerida para todo o processo (PORCARO, 2014).

Segundo a *DAVON ENERGY COOPORATION*, as conexões representam menos que 3% do comprimento total de revestimento de um poço, porém, apresentam um custo significativo, entre 10% a 50% do custo total dos tubos destinados ao revestimento do poço (DAVON, 2021).

Tubos com conexões podem ser *standards*, sendo fabricados dentro da norma API RP 5C6:2018, para tubos soldados em conectores, juntamente com as normas API 5B:2017, que traz as especificações técnicas e parâmetros geométricos dos elementos da conexão, e a norma API/TR 5C3:2012 que apresenta as equações para o dimensionamento do conjunto tubo e conexões para aplicação.

Estes sistemas, também, podem ser produzidos através de um projeto proprietário, de determinado fabricante, com direitos de propriedade intelectual e exclusividade de fabricação daquele produto. Esta classe de conexões proprietárias denomina-se: Conexões Premium. A forma como este produto será produzido se *standard*, através das normas API ou se será uma conexão Premium, vai depender da aplicação do produto e das tratativas entre o comprador e vendedor da obra (TENARIS,2016).

Normalmente como os desafios nesta área têm sido grandes, as conexões Premium passaram a ter um papel relevante justamente pela possibilidade de implementar os desenvolvimentos e agregar qualidades e características de resistência mecânicas e químicas necessárias à cada aplicação (TENARIS,2016).

Pode-se dizer que as respectivas normas API fornecem as orientações básicas necessárias sobre o projeto, construção e os controles na produção de conectores e sobre estas, os fabricantes introduzem suas experiências e pesquisas para as condições de cada tipo de poço que se deseja trabalhar, implementando estas especificações.

Em vista do sobre dito, procura-se um produto que possua a qualidade necessária aliada à segurança e vida útil operacional, e que possua um custo adequado à toda aplicação.

Entre todos os processos industriais utilizados na produção de um tubo soldado, inclusive os associados à produção de conectores, o tratamento térmico para alívio de tensões residuais, é executado após a soldagem circunferencial dos conectores às extremidades do tubo, e é recomendado pela norma ASTM, API RP 5C6 (PWHT) e pela ASME B31.8. Este processo envolve um longo tempo de execução aliado a um elevado consumo de energia, representando um fator de custo e tempo de produção considerável em todo o processo.

O objetivo deste tratamento térmico é promover o alívio das tensões residuais na região da junta soldada, mas o mesmo também pode afetar o metal de base, tanto do tubo como do conector na região aquecida, promovendo oxidação superficial com descamação e diminuindo sua resistência mecânica local (FERNANDES, 2016).

Segundo Groeneveld, tubos fabricados a partir de chapas produzidas por laminação controlada com resfriamento acelerado, submetidos à conformação mecânica a frio, que são os comumente aplicados em transporte de hidrocarbonetos, podem ter o limite de resistência reduzido de 10% a 14% devido ao tratamento térmico de alívio de tensões (GROENEVELD,1992).

O processo de alívio térmico de tensões térmico não altera a microestrutura do material, mas promove uma redução de sua dureza e do limite de escoamento, cuja ocorrência provável está nos processos de recuperação, que começam acontecer nestas faixas de temperatura, induzindo a difusão de átomos na rede cristalina, auxiliando o movimento das discordâncias com consequente redução de sua densidade. Este fenômeno ocorre com maior intensidade em aços encruados ou trabalhados a frio, como neste caso, em que o tubo, que constitui o conjunto, é conformado no processo UOE a partir de uma chapa de aço obtida através de laminação controlada com resfriamento acelerado (GROENEVELD,1992).

Por outro lado, redução destas características mecânicas – dureza e resistência - permitem avaliar a ocorrência ou não do alívio térmico de tensões (CALISTER,2008).

Visando a diminuição do tempo e custo desta fase do processo produtivo, e manter as propriedades mecânicas do produto, foi proposto executar o alívio de tensões residuais através do processo de vibração mecânica aplicado após a soldagem longitudinal do tubo (processo UOE) e ou, após a soldagem circunferencial do tubo com conectores.

Neste trabalho o processo de vibração para alívio de tensões foi aplicado de forma ressonante e intermitente. A peça foi vibrada na sua frequência de ressonância mais de uma vez em planos preferenciais diferentes, obtidos pela rotação da peça, e pela variação da posição do indutor de vibração sobre a peça.

Esta técnica permitiu a vibração em ressonância, em vários setores da peça, dentro do tempo de ressonância permitido para cada fase, implementando, consideravelmente, o processo de alívio de tensões VSR, sem que nenhum dano fosse produzido sobre a peça.

Embora o tempo total do processo de vibração ressonante intermitente tenha sido maior do que o empregado no processo de tratamento por vibração convencional, este ficou muito aquém do utilizado no processo de alívio de tensões térmico, normalmente especificado pelas normas correspondentes.

Em seguida foi executado um estudo comparativo, destes novos processos vibratórios, com o processo de tratamento térmico para o alívio de tensões residuais, detalhado conforme a norma ASTM A 672, e as normas aplicadas na construção de tubos com conectores.

As peças tratadas pelos processos de vibração propostos e a tratada através do tratamento térmico para alívio de tensões foram avaliadas através do parâmetro de dureza, o qual novamente se mostrou um bom indicador da ocorrência do alívio de tensões. Outros parâmetros físicos também foram avaliados, como os de energia ao impacto (CVN) e tenacidade à fratura (CTOD), além dos ensaios de tração longitudinal e transversal e de dobramento da peça na região da solda circunferencial de união entre tubo e conector, tanto para os tubos tratados como para os sem tratamento.

Os efeitos dos tratamentos de alívio de tensões por vibração intermitente e térmico foram estudados e aplicados a tubos API 5LB X80M PSL2 soldados a conectores ANSI 4130 que, por norma, devem ser submetidos ao processo de tratamento térmico para alívio de tensões após a execução dos processos de união por solda.

1.1 OBJETIVOS E JUSTIFICATIVAS

Avaliar a aplicação da composição dos processos de vibração ressonantes intermitentes no alívio de tensões de tubos API 5L X80M soldados à conectores AISI 4130, comparando os resultados com o tratamento térmico para alívio de tensões, normalmente recomendado pela norma ASTM A 672 para estes produtos, que apesar de efetivo, apresenta certas desvantagens e limitações como: a) O processo envolve um longo tempo de execução aliado a um elevado consumo de energia, representando um fator de custo e tempo de produção considerável em todo o processo; b) pode promover a descarbonetação superficial da peça requerendo um posterior retrabalho na sua remoção; c) não é recomendado para peças tratadas termicamente, pois poderia remover os benefícios do tratamento anterior; d) Apresentar a dificuldade de se tratar peças de grandes dimensões, uma vez que, os fornos de tratamento térmico possuem limites dimensionais (KWOFIE, 2009).

A influência destes processos será analisada através das propriedades de dureza Vickers, Tenacidade ao impacto Charpy CVN, tenacidade à fratura, através de ensaios de CTOD, ensaios de dobramento e ensaios de tração transversal e longitudinal à solda circunferencial de união, obtidas antes e depois dos processos para alívio de tensões propostos.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 TENSÕES RESIDUAIS.

O estado de tensão que existe na maioria dos materiais, sem que haja a aplicação de uma carga externa, incluindo a gravidade, ou outras fontes de tensão, tais como gradientes térmicos, é chamado de tensão residual ou interna. Estas tensões são oriundas de deformações heterogêneas plásticas ou elásticas que foram produzidas em um determinado material de forma permanente (LU,1996).

Todos os sistemas de tensões residuais são auto equilibrantes. Qualquer alteração no material, como remoção, aplicação de cargas térmicas ou mecânicas, podem interferir na sua distribuição obrigando-as à uma nova situação e redistribuição buscando o equilíbrio.

BHADESHIA,2008, considera que as tensões residuais são resultado de interações entre tempo, temperatura, deformação e microestrutura dos materiais. Relata também que as características que influenciam no desenvolvimento de tensões residuais são o módulo de elasticidade, o coeficiente de Poisson, a plasticidade, a termodinâmica, condutividade térmica, o calor específico, coeficiente de dilatação, a cinética das transformações e os mecanismos de transformações.

Uma das principais causas do surgimento de tensões residuais é a ocorrência de deformações plásticas não uniformes ao longo da secção de uma dada peça, causadas por efeitos externos de origem térmica ou mecânica. Após a remoção destes esforços, a permanência destas tensões está associada à regiões da estrutura cuja deformação mecânica superou o limite de escoamento do material. Portanto, é possível afirmar que, se no processo de deformação de dado componente não ocorrerem deformações plásticas, não serão geradas tensões residuais ao longo do comprimento da peça (CARMO, 2006).

As tensões residuais se situam no campo das tensões elásticas e se superpõem às cargas de serviço, podendo ser benéficas ou prejudiciais às estruturas e equipamentos dependendo de sua magnitude, sinal e distribuição. O relaxamento das tensões residuais, também, ocorre no campo elástico (LU,1996).

O princípio de superposição das tensões pode ser descrito como:

Se possuímos uma amostra submetida a um nível de tensão residual caracterizada pelo vetor σ_r posicionado em um ponto do plano, onde estão aplicadas estas tensões, e adicionarmos, neste mesmo ponto e mesmo plano, uma tensão σ_A , o real valor da tensão aplicada σ_n neste ponto, será a soma vetorial destas tensões neste ponto (LU, 1996).

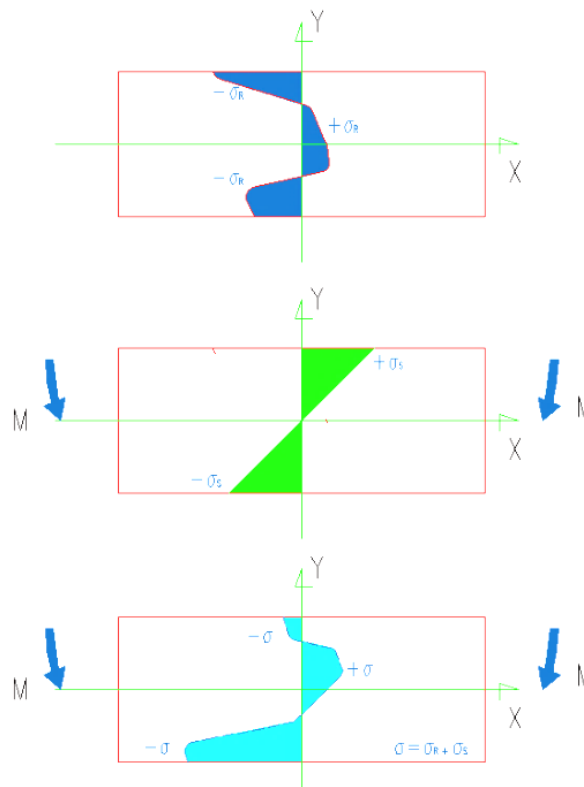
$$\sigma_n = \sigma_A + \sigma_r \quad (1)$$

Um exemplo de superposição das tensões aplicadas às residuais existentes durante o dobramento de uma peça cilíndrica em um teste de fadiga, está na Figura 1.

É bem conhecido que as tensões residuais compressivas normalmente apresentam um efeito benéfico na vida em fadiga, ao dificultar a propagação de trincas, como também, na prevenção contra a corrosão, enquanto as tensões trativas, reduz a sua performance (LU, 1996).

Porém, em tubos sujeitos a pressões externas, quando estas tensões residuais de compressão estão presentes principalmente, no seu diâmetro interno, a resistência ao colapso se reduz drasticamente (CHELETTE *et al*, 2011).

Figura 1. Superposição da tensão residual com uma tensão aplicada. σ_r = tensão residual; σ_s = tensão devido ao momento fletor; σ = tensão total.



Fonte: adaptado de LU (1996).

2.2 TIPOS DE TENSÕES RESIDUAIS.

Podemos distinguir três principais tipos de tensões residuais, de acordo com a distância ou campo de sua observação (LU, 1996).

O primeiro tipo de tensão residual denominada tensão macroscópica, que mais predomina na natureza, são tensões de características homogêneas que, em termos de dimensões, abrange

uma grande quantidade de grãos do material alcançando grandes extensões. Como exemplos típicos de tensões macroscópicas temos as geradas nos materiais deformados plasticamente de maneira não uniforme, como as chapas usadas na fabricação de tubos API conformadas no processo UOE, que consiste, como já comentado, na conformação do tubo em um perfil “U”, seguida, na conformação no perfil em “O” e, após soldado, ser expandido “E” a partir do seu diâmetro interno; ou as chapas laminadas no processo ERW (*Electric Resistance Welding*) para a fabricação de tubos; as tensões residuais oriundas dos processos de tratamentos térmicos, processos de soldagem, processos de tratamentos superficiais, entre outros.

O segundo tipo de tensões residuais, as vezes chamada de micro tensões estruturais, são tensões com características homogêneas que cobrem a distância de um grão ou parte de um grão. Elas podem ocorrer nas interfaces de diferentes fases do material, ou ocorrer em partículas incorporadas, tais como, nas inclusões e na própria matriz (LU,1996).

O terceiro tipo de tensões residuais possui amplitude medida em distâncias atômicas no interior do grão e se equilibram em pequenas partes do mesmo grão (LU,1996).

As tensões residuais dos tipos II e III contribuem na distribuição heterogênea de tensões, na mesma escala de medidas, onde as trincas por fadiga iniciam e se propagam. Essas tensões em micro escala tem sido associada à assimetria macroscópica entre tração-compressão e ao endurecimento por trabalho. Como o dano por fadiga geralmente inicia em microescala, a consideração das distribuições tipo II e III é importante para prever, com precisão, o desempenho em fadiga de altos ciclos (TAYON *et al*, 2024)

Na execução de projetos estruturais as macros tensões residuais são normalmente levadas em consideração. Porém, o estudo das micro tensões de segunda e terceiras espécies nos permite ter um melhor entendimento sobre as possíveis falhas estruturais, trincas, deslocamentos, entre outros eventos catastróficos (LU, 1996).

2.3 PROCESSOS PRODUTIVOS GERADORES DE TENSÕES RESIDUAIS.

De uma forma geral, tensões residuais ocorrem em materiais e componentes mecânicos durante os processos de manufatura, sendo os principais relacionados abaixo:

2.3.1 Processos de Soldagem

Um caso emblemático são as operações de soldagem. As tensões residuais na solda ocorrem devido à composição dos materiais que estão sendo soldados e material de deposição,

assim como, pelo resfriamento heterogêneo das regiões do metal base e poça de solda, nas diversas direções do cordão de solda. Os materiais aquecidos à temperaturas elevadas, acima do ponto de fusão, se expandem com facilidade e no processo de soldagem, vão sofrendo resfriamento rápido e desigual. O material que resfria em primeiro impede que o cordão de solda subsequente se expanda e resfrie livremente promovendo travamentos que induzem tensões de tração e compressão entre os cordões de solda. Estas tensões podem alcançar o valor da tensão de escoamento do material base promovendo micro plastificações locais, assim como, pode associar-se às tensões de operação da estrutura levando-a colapsar com valores de cargas inferiores ao previsto. As fases de resfriamentos, assim como, a composição dos materiais envolvidos no processo, constituem as principais fontes de tensões residuais, que podem ser elencadas da seguinte maneira: (GUROVA, *et al*, 2006).

1. A contração que ocorre no resfriamento de regiões diferentemente aquecidas e plastificadas – *shrinkage Residual Stresses*;
2. O resfriamento superficial da solda mais intenso do que o material do núcleo e ZTA (Zona Termicamente Afetada) – *quenching residual stresses*;
3. Devido a transformação de fases – *transformation residual stresses*;

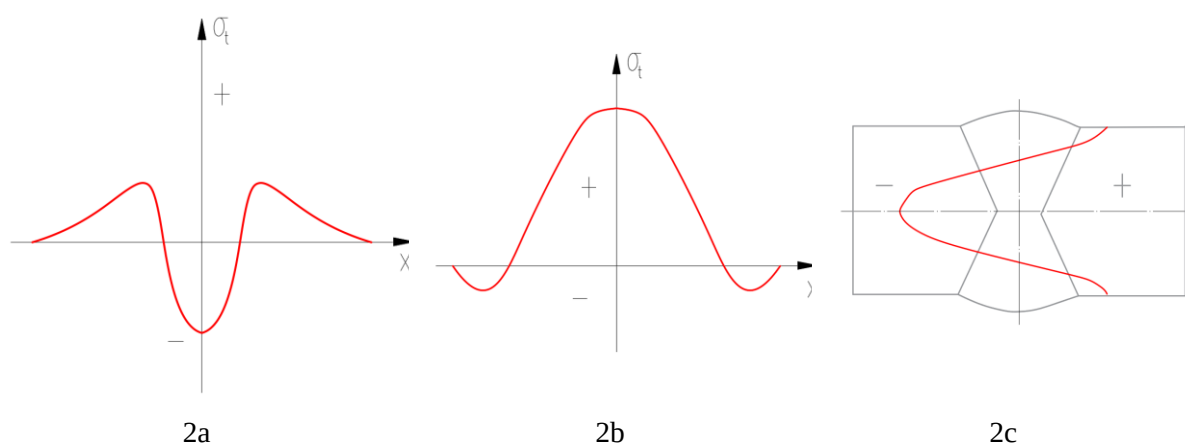
O surgimento de tensões residuais em estruturas soldadas faz parte do processo de união das partes através de solda, dependendo do processo de soldagem utilizado, da geometria das juntas de solda, da velocidade do processo, dos materiais envolvidos, e de demais fatores como tensão e corrente e gases de proteção utilizados no processo. (CINDRA, *et al*, 2007).

A restrição normalmente é total na direção longitudinal do cordão de solda, obrigando a estrutura deformar-se na busca do equilíbrio de energia interna com o consequente alívio das tensões residuais. Estas deformações estão associadas à extensão da zona plastificada e são proporcionais a estas.

Já, o resfriamento da superfície da solda é mais rápido e não homogêneo quando comparado às regiões internas, abaixo da superfície ao longo da espessura da peça. Além dos gradientes de temperatura que ocorrem nas direções transversais e longitudinais à solda, o gradiente de temperatura, ao longo da espessura da peça, produz contração da solda com plastificações localizadas e consequentemente tensões nas regiões da espessura da peça. Quanto maior a espessura da peça, maior o gradiente de temperatura ao longo da espessura e consequentemente, maior o nível das tensões residuais produzidas nesta direção. Portanto a tendência é o surgimento de tensões compressivas na superfície e trativas em regiões mais abaixo ao longo da espessura da peça, Figura 2c.

Tensões residuais, devido a transformação de fase na solda, ocorrem por questões do aumento de volume devido ao surgimento de fases como a ferrita, bainita, perlita ou martensita, a partir da transformação da austenita. Portanto, os materiais da zona fundida e da zona termicamente afetada, que sofreram transformação de fase, tendem a se expandir o que será impedido pelo material da região já resfriada, produzindo tensões de compressão na região transformada. A Figura 2a representa a composição das tensões transversais devido a contração no resfriamento entre regiões; ao resfriamento superficial intenso e à transformação de fase. A disposição das tensões residuais no sentido longitudinal da solda é representada pela Figura 2b. (GUROVA, et al 2006).

Figura 2. Esquema do comportamento das tensões residuais transversais, 2a, e longitudinais, 2b, e na espessura de uma junta soldada. 2a - Contração + Resfriamento Superficial + Transformação de Fases; 2b - Tensões Longitudinais; 2c – Tensões ao longo da espessura.



Fonte: Adaptado de GUROVA (2006).

Estas tensões residuais, oriundas do processo de soldagem, influenciam de uma forma direta as propriedades mecânicas das juntas soldadas, sendo necessário controlá-las a fim de evitar distorções e falhas estruturais por fadiga, trincas induzidas por hidrogênio (trincas a frio) e corrosão sob tensão (MODANESI, 2012).

As trincas a frio, em soldagem, ocorrem devido à presença simultânea de três fatores principais: hidrogênio no metal de solda ou na ZTA, tensões térmicas ou residuais e microestrutura suscetível (BANERJEE, 2016).

A corrosão sob tensão ocorre devido à ação combinada entre tensões de trabalho e meio corrosivo ou tensões residuais e meio ou a ação conjunta dessas tensões e o meio. Essa ação conduz a deterioração prematura do material sem que haja necessariamente solicitações cíclicas

ou alternadas das cargas atuantes. A corrosão sob tensão ocorre livremente com solicitações estáticas (GENTIL, 2007).

Neste sentido, certas normas impõem limitações quanto a dureza máxima na ZTA (Zona Termicamente Afetada), por exemplo, inferior a 325HV10, como forma de limitar o nível de tensões residuais e prevenir a corrosão sob tensão em tubulações soldadas para transporte de hidrocarbonetos, cujo ambiente possui elevados índices de sulfeto de hidrogênio (H_2S) e hidróxidos (MODANESI, 2012).

No caso de tubos soldados de topo ou tubos soldados à conectores, normalmente devem ser avaliadas as tensões residuais longitudinais e transversais à região de soldagem, tanto no diâmetro externo do tubo quanto no seu interno. As tensões residuais transversais situadas nas juntas soldadas no interior do tubo, principalmente as trativas, em contato com produto a ser transportado, normalmente um hidrocarboneto rico em H_2S , são consideradas as de ações mais nocivas em fenômenos de fragilização por hidrogênio e corrosão sob tensão (HAYASHI, 2000).

A estrutura cristalina do material é outra fonte de influência na fratura por corrosão sob tensão. Aços inoxidáveis ferríticos com estrutura cristalina CCC (Cúbica de Corpo Centrado) são mais resistentes à corrosão sob tensão, em meio a soluções aquosas de cloreto, do que os aços inoxidáveis austeníticos cuja a estrutura cristalina é CFC (Cúbica de Face Centrada) (GENTIL, 2007).

Foram avaliados, quatro processos de soldagem, as tensões residuais, existentes em multipasses de juntas de chapas com 17 mm de espessura do aço API 5L X80, utilizado para confecção de tubos para o transporte de hidrocarbonetos. Verificaram as tensões residuais superficiais nas direções longitudinal e transversal do cordão de solda e encontraram tensões predominantemente compressivas na parte superior da chapa, nas regiões do metal de solda, na zona termicamente afetada e no metal de base. Porém na parte diametralmente oposta a esta, correspondente à soldagem de raiz, nestas mesmas regiões, predominaram as tensões trativas, principalmente nas regiões transversais à solda (ARAUJO, 2017).

Porém, quando são executadas soldas em componentes com espessuras superiores a 25 mm recomenda-se analisar, também, a distribuição das tensões longitudinais e transversais ao longo desta espessura, pois estas podem ser significativas (GUNNERT, 1958). Estas tensões podem ser compostas principalmente por tensões de tração que tendem a dificultar a expansão do material e sua deformação plástica, favorecendo o encruamento do material, o aumento de dureza e a nucleação de trincas, dificultando sua aplicação em ambiente com elevada presença de hidrogênio e dióxido de carbono, assim como, reduzindo sua capacidade de sustentação de cargas (MODANESI, 2012).

Como já destacado anteriormente, quando a estrutura soldada estiver submetida às tensões de trabalho, estas se somarão às tensões residuais existentes. Se esta soma resultar em tensões no campo elástico, abaixo do limite de escoamento, não produzirão deformação plástica no componente. Se este carregamento externo for aumentando gradativamente, em conjunto com as tensões residuais presentes, promoverão tensões na região de solda que irão alcançar o limite de escoamento antes de todo o restante do material da estrutura, promovendo o escoamento plástico nesta região (CHELETTE *et al*, 2011).

Desta forma, submetendo o componente soldado a um carregamento externo que promova deformações plásticas localizadas, quando este for retirado, o nível das tensões residuais no componente tende a cair, principalmente, nas regiões de solda. Logo, é possível utilizar um carregamento externo para a promoção do alívio de tensões residuais em componentes soldados (MODANESI, 2012).

Apoiado nesta conclusão, processos mecânicos, para a aplicação de tensões cíclicas em estruturas soldadas, com o objetivo de promover o alívio de tensões, têm sido estudados e foram aplicados com sucesso neste trabalho.

2.3.2 Processos de Conformação.

O aparecimento de tensões residuais em processos de conformação mecânica, tais como; laminação, dobramentos, extrusão, tem como principal mecanismo a forma heterogênea das deformações plásticas ocorridas entre as várias regiões deformadas ao longo da espessura da peça.

A zona plástica alonga-se nas vizinhanças da zona elástica e gera tensões residuais após a retirada do carregamento, as quais são de tração e compressão vindo a equilibrar-se na estrutura do material conformado. A heterogeneidade das deformações pode ocorrer devido à força resistente entre as fases do material, as diferentes formas das ferramentas de conformação, ou ao gradiente de temperatura que ocorre ao longo da peça por ocasião do processo (MARTINEZ, 2005; MARTINS, 2005; SOARES, 2012).

Se áreas próximas à superfície da peça estão em compressão residual às áreas no centro devem estar em tração residual para balancear o sistema de forças. Como já mencionado anteriormente, o esforço de acomodação destas tensões no sentido de procurarem o equilíbrio no componente, traz consigo distorções dimensionais afetando a estabilidade do componente e sua resistência à deformação. Normalmente, tensões residuais são evitadas em componentes

submetidos a esforços mecânicos cíclicos, pois facilitam a nucleação e a propagação de trincas, favorecendo a falha por fadiga (BIANCH *et al*, 2000).

No entanto, tensões compressivas tendem a ser benéficas, uma vez que elas tendem a interromper a propagação de trincas existentes no material (SOUZA, NEVES, TAYER, 2010).

2.3.3 Gerenciamento das Tensões Residuais em Tubos.

O interesse pelas tensões residuais em tubos começou em 1938 tendo a frente o próprio comitê da API (*American Petroleum Institute Standardization*), ainda que os primeiros critérios de fabricação, sobre os processos que impactam na quantidade de tensões residuais existentes no produto, somente passaram ser considerados após o ano de 1970 (CHELETTE, 2011).

Os autores revelam que, a maior preocupação dos pesquisadores era e ainda é a influência da tensão residual circunferencial no desempenho do produto em trabalho. Os autores fizeram uma revisão histórica destes trabalhos e verificaram que estas tensões residuais estão ligadas a cinco temas técnicos: a) Desempenho do tubo em testes de colapso; b) Deformação interna do tubo devido a pressão de trabalho; c) Escoamento de conexões; d) Processos de endireitamento do tubo (CHELETTE, 2011).

a) Desempenho do Produto em Testes de Colapso.

O primeiro foco de discussões de normatização sobre tensões residuais relatou a notável redução de desempenho do tubo em colapso causada pelas tensões residuais circunferenciais existentes na parede do tubo, sendo este fato referendado por vários trabalhos e encontros de normatização. Em 1974 um relatório sugeriu mudanças/acréscimos nos processos produtivos de maneira a melhorar o desempenho do tubo em colapso incluindo um ou a combinação dos processos abaixo:

- a.1) Incorporar o tratamento térmico nos requisitos de especificação e qualidade no processo produtivo de tubos, verificando sua influência na dureza e na microestrutura do material do tubo.
- a.2) Nas especificações de fabricação, incorporar valores limites para as tensões residuais, verificando este através do teste de secção do anel (*split-ring test*) ou através de outros testes executados sobre um número razoável de amostras.
- a.3) Incluir os testes de tratamento térmico por gradiente e ou a medição das tensões residuais existentes, como dados essenciais para os procedimentos de testes de colapso na norma API.

Eventualmente, dureza, microestrutura, e outras diferenças e limitações dos testes de tratamento térmico, foram acrescentadas às especificações de manufatura API 5CT / ISO 11960. Nos anos de 2007 e 2008 foram emitidos os relatórios técnicos ISO TR10400 e API TR 5C3, formalizando procedimentos para a execução de testes de colapso (Anexo I), incluindo uma sessão sobre medição e cálculo das tensões residuais, como parte essencial dos dados para o procedimento dos testes de colapso API (CHELETTE, 2011).

O governo federal dos Estados Unidos recentemente enrijeceu os regulamentos quanto à segurança de poços offshore e provocou um renovado interesse na melhora da qualidade dos tubos (*casing*) de revestimento de poços de petróleo quanto a performance em colapso, obrigando a uma melhor gestão das tensões residuais existentes nos produtos, assim como o desenvolvimento de ferramentas para a sua identificação e controle (CHELETTE, 2011).

b) Deformação Interna do Tubo devido a Pressão de Trabalho

Desde muito cedo se notou o efeito negativo das tensões residuais de tração presente na parede interna dos tubos. Um estudo de 1955 dizia que *“Uma fonte obscura de deformação plástica é causada pelas tensões residuais. Se a parede externa do tubo possui tensões residuais de compressão, provavelmente oriunda dos processos produtivos do tubo, a parede interna está sob tensão de tração. Aplicando a pressão de trabalho, a tensão de tração existente se combina com as tensões devida a pressão ocorrendo deformação plástica localizada sem que o efetivo ponto de escoamento calculado tenha sido alcançado, simplesmente pela ação da pressão de trabalho, nas dimensões do tubo e na tensão de escoamento do aço”*. O escoamento inicial à tração nas fibras da parede interna do tubo, em ambientes benignos, dificilmente é notado porque acontece sem que ocorra instabilidade/distorções mecânicas do tubo. Também, esse escoamento inicial irá provocar uma reorientação do perfil das tensões residuais remanescentes. No entanto, em ambientes contendo gás sulfídrico H_2S , a propagação de trinca se torna um problema mais significativo, devido a fragilização do aço, por questões destas mesmas tensões residuais (CHELETTE, 2011).

c) Escoamento em Conexões

O efeito das tensões residuais em acoplamentos vem de longa data. Em 1957 foi apresentado um artigo por P. D Thomas, da *Asiatic Petroleum Corporation*, em Nova York – USA identificando as tensões residuais como uma propriedade das uniões com roscas de perfil arredondado e propunha que este assunto deveria ser aprofundado e bem entendido, de modo a

obter todas as vantagens da influência destas tensões nas conexões e seus ajustes, assim como, identificar suas reais limitações (CHELETTE, 2011).

Um outro estudo publicado por Edwin Joyce, ex-diretor da *American Petroleum Institute, Division of Production* no ano de 1962 intitulado “*Joint Strengths of API Casing and Tubing*” comentou o seguinte, sobre os mecanismos de falha por tração em acoplamentos pré tensionados, “*a resistência do tubo, quanto a deformação, é influenciada pela espessura da sua parede, uma vez que a espessura da parede do acoplamento, a partir de um dado tamanho é constante, e pela presença de tensões residuais se o ponto de escoamento do material é ultrapassado*” (CHELETTE, 2011).

Têm-se incentivado a utilização de modelamento das conexões através de elementos finitos submetendo-as a vários perfis de tensões residuais que se fazem presentes, a fim de capacitar a escolha do melhor desenho para as conexões. O modelamento avançado de tensões residuais aplicado às conexões constitui uma nova área de pesquisas e de desenvolvimento tecnológico (CHELETTE, 2011).

d) Processos de Desempeno (Endireitamento).

Outro processo que é significativo na produção de tensões residuais é o processo de endireitamento rotativo. No caso do endireitamento a frio, tensões residuais compressivas da ordem de 50% da tensão de escoamento mínimo, são geradas na parede interna do tubo. Estas produzem uma redução significativa da resistência ao colapso como também uma menor condição de resistência ao SSC. Devido a isso, requisitos de manufatura, com vistas a minimizar a geração de tensões residuais, têm sido associados aos requerimentos de endireitamento ou aos procedimentos de alívio de tensões após a operação de endireitamento (CHELETTE, 2011).

Por exemplo:

- Em 1985, foi criado o primeiro requerimento para processo de endireitamento a quente, como parte da Q125 (*API Specification for Q125 Casing*).
- Em 1998 restrições foram colocadas com relação a marcas de rolos sobre os tubos graus M-65 e L-80 endireitados no processo rotativo à temperatura de 900 °F. (482C°).
- Em 2004-2005 duas PSL (*Product Specification Levels*) PSL-2 e PSL-3 foram acrescentadas à especificação de manufatura API 5CT. Para PSL-2 graus C-90 e T-95 (*Specification for Casing and Tubing, API Specification 5CT*) a mínima temperatura para o tratamento de alívio de tensões, como também, a mínima temperatura para o processo de endireitamento a quente passou a ser calculada a partir da temperatura final de têmpera. Para o estado PSL-2 grau C-95

e P-110, as mesmas exigências referidas ao grau Q-125, foram requeridas para o endireitamento a quente e o tratamento de alívio de tensões, a saber, 400 °C (750°F) e 510 °C (950°F) respectivamente.

- Em 2011, as mínimas temperaturas para o alívio de tensões e para o processo de endireitamento a quente, para o novo grau C-110 poderia ser calculada com base na temperatura final de têmpera especificada.

O foco principal de melhoria no endireitamento, de maneira a minimizar significativamente a tensão residual do produto estará no equipamento, no processo e nos procedimentos que podem produzir o endireitamento com recozimento, que irão permitir a aplicação de uma menor força de endireitamento, o que resulta em um menor nível de tensão residual induzida no produto (CHELETTE, 2011).

Fonseca, 2012, mostra que, em tubos OCTG de revestimento *casing*, após o processo de endireitamento, ganham níveis de tensões residuais 5 até 25 vezes aproximadamente, às existentes antes do processo, dependendo do diâmetro externo do tubo e da relação D_0/t (diâmetro externo/espessura).

Devido aos processos de fabricação, a tensão residual circunferencial não se distribui uniformemente ao longo das superfícies externa e interna do tubo e do seu comprimento, tendendo a ser maior na superfície interna do tubo. Como estas tensões se somam às tensões de trabalho, o material da superfície interna do tubo tende escoar antes que o da superfície. No caso de um tubo de revestimento *casing* se as tensões residuais na superfície interna forem de compressão e na externa de tração, terá sua resistência ao colapso reduzida, uma vez que, as deformações irão ocorrer a pressões de trabalho inferiores às previstas (FONSECA, 2012).

Teles, 1999, mostra, através da NORMA ASME B31 para cálculo de tubulações, que a tensão circunferencial resultante de uma tubulação internamente pressurizada, representa o dobro da tensão longitudinal resultante e portanto, é a responsável pelo dimensionamento da tubulação quanto às pressões de trabalho. Logo, as tensões residuais circunferenciais, de que vimos falando, se somarão em módulo a estas tensões de trabalho.

2.3.4 Bobinamento e desbobinamento de chapas.

Quach, Teng, Chung, 2004, visando a fabricação de tubos a partir de chapas em bobinas, estudaram o processo de bobinamento e desbobinamento de chapas e apresentaram um modelo analítico para definir o perfil de tensões residuais geradas neste processo. Trataram o problema como flexão pura com o processo de deformação se situando no campo elasto-plástico plano.

Os resultados obtidos com as formulações propostas foram comparados a um modelo de elementos finitos desenvolvido por eles e os resultados foram totalmente coincidentes entre si. O modelo analítico tem como principais parâmetros as propriedades mecânicas do material da chapa e a curvatura nela aplicada, sendo válido apenas para chapas com largura que excedem sua espessura em, no mínimo, 50 vezes. As conclusões deste trabalho mostraram que o modelo adotado permitiu descrever os efeitos da geração de tensões residuais das etapas iniciais do processo ERW de fabricação. Segundo seus autores, as formulações também são utilizáveis no dobramento circunferencial da chapa em forma de tubo, tornando-as úteis também para predição de tensões residuais no processo UOE. O detalhamento deste modelo analítico se sua comparação com os resultados obtidos através do MEF, se encontram detalhados no artigo no qual descrevem os estudos.

2.3.5 Tensões residuais em chapas bobinadas.

LAW et al. (2006), realizaram experimentos através de difração de nêutrons, para avaliar o comportamento e a magnitude das tensões residuais em soldas circunferenciais entre tubos X70, fabricados no processo ERW com diâmetro 274 mm, limite de escoamento mínimo especificado de 483 MPa, limite de escoamento real entre 543 MPa e 575 MPa. Foram consideradas amostras de chapas com espessuras de 5,4mm, 6,4mm e 7,1mm. Como principais resultados deste trabalho encontraram tensões residuais longitudinais, medidas na chapa bobinada apresentaram elevados valores, tanto na superfície da chapa como ao longo de sua espessura, porém menores que as tensões circunferenciais que excederam em muito a tensão de escoamento da chapa. Muitas das tensões residuais foram causadas pelo bobinamento e desbobinamento da chapa. O processo de bobinamento comprime a face interna da chapa, que se tornará a face externa do tubo, e estica a face externa, que irá corresponder a face interna do tubo.

2.3.6 Métodos para medição das tensões residuais.

Nas últimas décadas várias técnicas quantitativas e qualitativas foram desenvolvidas para se obter as características destas tensões. Em geral, podemos fazer a distinção entre as técnicas destrutivas e às não destrutivas (LU, 1996).

A primeira série de métodos é baseada na destruição do estado de equilíbrio das tensões residuais encontradas em um componente mecânico. Deste modo a tensão residual existente,

pode ser medida verificando o relaxamento mecânico ocorrido no componente. No entanto, somente é possível medir as consequências do relaxamento produzidas no componente, como as distorções, fraturas, estiramentos, mas não o valor da “força ou tensão” que as produziu. Na maioria dos casos, a deformação ou a alteração de posição da deformada, é selecionada como o parâmetro a ser estudado (LU, 1996).

O procedimento utilizado pode ser descrito como segue:

1. Obtenção de um novo estado de tensões pela sujeição de um componente mecânico a um processo de remoção de uma camada de material por usinagem ou outro processo;
2. Verificação da alteração da tensão pela medição da distensão ou deformação sofrida pela peça;
3. Calcular a tensão correspondente a esta deformação usando a teoria da elasticidade, com aproximação analítica ou através do método de elementos finitos.

São muitas as técnicas destrutivas e semi destrutivas que foram desenvolvidas, ao longo dos anos, para determinação das tensões residuais, sendo que as mais empregadas, principalmente na indústria são as seguintes:

1. O método do furo cego, também conhecido como “*hole Darling method*”.
2. A técnica de medição do centro do anel ou “*The ring core techinque*”;
3. O método da deflexão no dobramento ou “*The bending deflection method*”;
4. O método de remoção de material ou “*The sectioning method*”;
5. O método do corte do anel ou “*Ring-Splitting-Test*”;

Estas técnicas são sensíveis ao primeiro tipo de tensão residual, isto é, às tensões macroscópicas.

O segundo grupo de técnicas para medição das tensões residuais, abrange os métodos não destrutivos. Estes são baseados nas relações entre os parâmetros físicos ou cristalográficos do material com a tensão residual. As mais utilizadas devido a suas praticidades são as seguintes:

1. O método por difração de Raio-X ou “*X-ray diffraction method*”;
2. O método por difração de Nêutron;
3. O método por Ultrassom;
4. O método por Magnetização;

Os métodos por difração de raio-X e por nêutron, baseiam-se na medida da deformação do retículo cristalino através da variação do espaço interplanar do material policristalino (LU, 1996). A difração por raio-X mede a tensão residual existente na superfície do material, enquanto que o método por difração de nêutrons mede a deformação dentro de um volume determinado do material. A técnica de difração pode ser utilizada para estudar os três tipos de

tensões residuais, porém, por sua sensibilidade, o método de difração por raio-X se impõe quando se deseja estudar principalmente o segundo e terceiro tipo de tensões residuais (LU, 1996).

A técnica de medição da tensão residual através de ultrassom se baseia na variação (velocidade) da onda de ultrassom recebida com relação à emitida. Esta medida de tensão é então relacionada ao estado de tensão residual através da constante elástica de terceiro grau do material (LU, 1996).

Já a técnica de medição da tensão residual através do método magnético, depende da interação entre a magnetização e a deformação elástica existente em materiais ferromagnéticos. Dois viáveis métodos podem ser propostos a este respeito, isto é: o método do ruído de Bornhausen e o método Magnetostricção ou magneto estricção é a deformação de estruturas cristalinas devido à aplicação de campos magnéticos, observada tanto em monocristais como em policristais do tipo ferromagnético.

Tanto o método por ultrassom como o magnético são sensíveis aos três tipos de tensões residuais, mas não são capazes de fazer a distinção entre elas (LU, 1996). Tabelas comparativas entre os métodos são apresentadas em SOUZA (2012) e também em LU (1996).

2.4 AÇOS EMPREGADOS NA PROSPECÇÃO, TRANSPORTE E DISTRIBUIÇÃO DE PETRÓLEO E GÁS.

O desenvolvimento de aços, para aplicação em oleodutos e gasodutos, está orientado para a obtenção de um produto com elevada tenacidade associada a níveis relativamente altos de resistência mecânica e boa soldabilidade.

Neste sentido, foram desenvolvidos aços de alta resistência e baixa liga denominados ARBL ou HSLA (*High Strength Low Alloys*), com baixos teores de carbono e micro ligados ao Nióbio, Vanádio, Titânio e Molibdênio entre outros, produzidos no processo TMCP (*Thermo-Mechanical Controlled Processing*), em substituição aos aços endurecidos ao carbono e manganês, C-Mn, que possuem baixas condições de soldagem e tenacidade.

O teor de carbono dos aços carbono-manganês produzidos, que era em torno de 0,10%pm a 0,30%pm, foi reduzido substancialmente para valores próximos de 0,03%pm a 0,08%pm, aços denominados, livres de perlita ou com reduzida presença de perlita, com os aços microligados apresentando de 0,03%pm a 0,15%pm. A redução do teor de carbono foi possível devido à aplicação das técnicas de controle de laminação com ou sem resfriamento acelerado TMCP-AC (*Thermo-Mechanical Controlled Processing-Accelerated Cooling*), as quais promovem o

aumento de resistência mecânica e a tenacidade por outros mecanismos que não o acréscimo dos teores de carbono (DE MEESTER, 1997).

Estes desenvolvimentos trouxeram ganhos consideráveis de resistência mecânica e benefícios nas condições de soldagem, porém, aumentou a razão elástica do material, a relação entre o limite de escoamento e o limite de resistência (LE/LR), diminuindo a capacidade do material de sofrer deformações plásticas (PALMER; KING, 2008).

A composição química, da maioria dos aços TMCP, são proprietárias, desenvolvidas pelos fabricantes para atender aplicações específicas, produzindo uma enorme variação de composição do produto entre um fabricante e outro em itens como, composição química, microestrutura e propriedades mecânicas. Ao lado da composição química do aço, também o processo TMCP, apresenta variáveis no qual são manipulados a escala dos laminadores, a redução por passe, a temperatura do processo em conjunto ou não com o resfriamento acelerado o que permite obter uma série de propriedades para o produto final (HOSKINS, 2002).

A norma API-5L, impõe os requisitos máximos para a composição química do aço a ser empregado na fabricação de tubos soldados, principalmente com relação aos teores de carbono, elementos de ligas e os teores de enxofre e fósforo permitidos, uma vez que, estes elementos interferem diretamente na soldabilidade e resistência mecânica da chapa. A somatória dos conteúdos de Titânio, Vanádio e Nióbio, não pode exceder 0,15% da composição, assim como, os valores de fósforo e enxofre não devem exceder a 0,025% e 0,015% respectivamente. Por exemplo, considerando o aço API 5L X80, com teores de carbono e elementos de liga adequadamente balanceados, obtêm-se um produto com elevada tensão mínima de escoamento e de resistência à tração da ordem de 552 MPa e 621 MPa respectivamente. A norma impõe, também, por questões de segurança, que, para tubos expandidos a frio, a relação entre tensão de escoamento e a de resistência, razão elástica, seja igual ou menor que 0,93, o que dá condição do aço deformar-se por um certo período até a ruptura. O limite de escoamento deve ser relativo à tensão de tração necessária para produzir um alongamento total de 0,5% do comprimento conforme determinado por um extensômetro associado ao corpo de provas (API 5L, 2004).

Todos os aços especificados pela norma API 5L, para a fabricação de tubos soldados, são do tipo ARBL (SOEIRO; ROCHA; BRANDI, 2013).

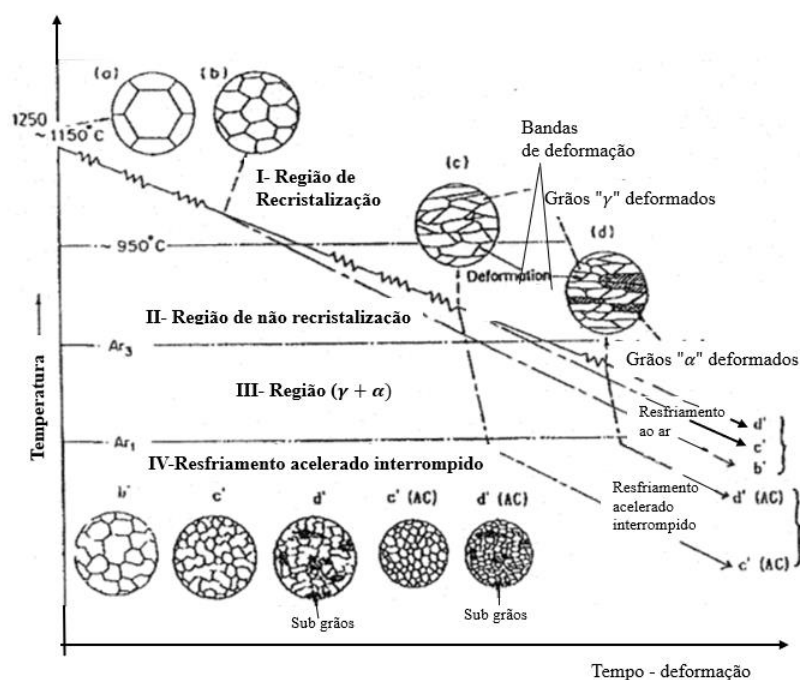
Propriedades mecânicas como: resistência, soldabilidade, tenacidade à fratura, ductilidade ou formabilidade, resistência à corrosão, resistência à fissuração induzida pelo hidrogênio, resistência do aço quanto à fragilização pelo H_2S contido no petróleo, entre outras, vêm sendo obtidas com o contínuo desenvolvimento destes aços micro ligados da classe API. Neste sentido, o teor de enxofre no aço passou da concentração de 0,05% para 0,002%

permitindo a aplicação de tubos com elevada resistência à corrosão ácida, aplicados em regiões “azedas” – *sour service* - com elevada presença de hidrogênio (PALMER; KING, 2008).

Como já comentado anteriormente, a composição dos aços ARBL não é a única característica na formação destes produtos. A sua constituição envolve também os processos de fabricação. A partir da década de 80 foi introduzido ao processo convencional constituído de lingotamento contínuo e laminação controlada, denominado de TMCR (*Thermo-mechanical Controlled Rolling*), o resfriamento acelerado, consistindo em resfriar rapidamente a chapa laminada de 800°C para 500°C e, em seguida, resfriando-a ao ar até a temperatura ambiente, permitindo a formação da microestrutura bainítica, altamente desejada para estes produtos. Este processo de produção foi denominado de Laminação Controlada com Resfriamento Acelerado ou TMCP-AC (*Thermo-mechanical Controlled Process-Accelerated Cooling*), muitas vezes designado apenas como TMCP (ORDOÑEZ, 2004).

A Figura 3 ilustra o processo TMCP, com ou sem o resfriamento acelerado, e a microestrutura formada a cada fase do resfriamento. As sequências do processo e as características apresentadas na Figura 3 são as mesmas para o aço API 5L X80 utilizado neste trabalho.

Figura3. Processo TMCP – Ilustração dos estágios do processo.



Fonte: adaptado de TANAKA (1995)

O processo TMCP, inicia-se com a chapa aquecida entre 1150°C a 1250 °C. Nestas temperaturas, o aço se encontra totalmente austenitizado apresentando uma microestrutura

relativamente uniforme, a austenita inicial, pontos “a” e “b” da Figura 3, com seus componentes de liga e micro ligantes, dissolvidos em faixas temperaturas específicas. As características do processo TMCP e seus ajustes estão associados à composição química do material a ser laminado. No primeiro estágio da laminação, estágio, no qual, predomina a austenita poligonal, o crescimento de grãos da austenita ocorre devido às temperaturas de processo e as repetidas deformações e sua recristalização. O segundo estágio, relativo à austenita alongada, ocorre abaixo de 950°C e acima da curva de temperatura Ar_3 . Neste estágio a austenita não sofre mais a recristalização, e os processos de laminação promovem o alongamento e bandas de deformação no interior dos grãos austenitizados, detalhe “c”. O terceiro estágio, acontece levemente abaixo da curva de temperatura Ar_3 à temperaturas entre 800°C e 750°C. O resfriamento acelerado normalmente está presente neste estágio levando a temperatura da chapa até valores abaixo do patamar Ar_1 , em torno de 600°C e 500°C, quando este é retirado, deixando a chapa resfriar à temperatura do ar ambiente. Nesta fase ocorre a nucleação da ferrita nos contornos de grãos da austenita alongada enquanto é executada a laminação de acabamento produzindo uma fina microestrutura, detalhe (c’) (TANAKA, 1995) (HOSKIN, 2002).

O Nióbio, Vanádio e Titânio são os principais componentes micro ligantes presentes no aço API 5L X80, os quais promovem o endurecimento por refino de grão, por solução sólida e por precipitação dos carbonitretos. Eles se precipitam no contorno de grão da austenita, na faixa de temperatura de 650°C a 850°C, no processo TMCP, retardando o crescimento de grãos de ferrita pela baixa difusão do carbono no interior da austenita saturada, promovendo o refinamento de grãos. O aço então apresenta, na temperatura ambiente, uma micro estrutura composta por ferrita primária, bainita granular com pequenos nichos de martensita e austenita retida, oriunda do carbono que não conseguiu se transformar em ferrita ou em componentes eutetóide, dando origem ao micro constituinte M-A (Martensita-Austenita) (BASTOS, 2011) (CUNHA, 2019).

A ZTA apresenta os maiores valores de dureza nas regiões próximas a linha de fusão onde ocorre o crescimento de grãos grosseiros de austenita resultando em maior temperabilidade, podendo afetar, de forma prejudicial, as propriedades da junta soldada. A dureza na ZTA é muitas vezes limitada de 300 a 350HV para evitar o risco trincas a frio em estruturas offshore, como também, pode ser limitada em até 248 HV com o intuito de evitar a corrosão em tubulações de transporte de hidrocarboneto na presença de H₂S e água. A dureza muito alta também pode prejudicar a tenacidade das juntas soldadas (MEESTER, 1997).

Na soldagem com vários passes, a região superaquecida da ZTA também chamada de chamada ZTAGG, localizada perto da linha de fusão, pode ser reaquescida pelo passe

subsequente à temperaturas entre 1100°C e 1450°C, formando uma região de grãos austenítico grosseiros e promovendo a dissolução da maioria dos precipitados, promovendo o endurecimento e a diminuição da tenacidade nesta região da solda. (MEESTER,1997).

Os valores de tenacidade estão associados à alterações microestruturais que ocorrem ao longo da ZTA, independentemente da resistência do aço e o equilíbrio entre essas duas propriedades mecânicas é o que se procura obter nesta região. O melhor equilíbrio se consegue quando são produzidas na linha de fusão uma microestrutura constituída por ferrita acicular. Para isso, são necessários um controle sensível da composição do metal de solda e dos parâmetros do processo de soldagem (HOSKINS,2002)

Esta técnica permite obter chapas de aço de elevada espessura com microestrutura bainítica, composta por grãos refinados, proporcionando elevada resistência mecânica e tenacidade (HULKA; BORDIGNON; GRAY, 2003) (TAMEHIRO; HYAMADA; MATSUDA, 1985).

Com os aços ARBL, fabricados no processo TMCP-AC, é possível reduzir o peso das linhas de transporte de hidrocarbonetos, com conseqüente redução de custos de fabricação, transporte e montagem, uma vez que, para a mesma vazão e pressão do produto transportado, é possível construir linhas com tubos menos espessos e, portanto, mais leves (BAI, 2005).

A tendência mundial é a utilização tubos soldados de grande diâmetro e elevada resistência, e de menor espessura para transporte de óleo e gás pois, permite o transporte de grandes vazões de produto a alta pressão por longas distâncias com segurança operacional e baixo custo (RATNAPULI, 2007).

Mantendo-se o diâmetro interno do tubo e a pressão da linha constantes, é possível reduzir a espessura de um tubo especificado com grau X70 (tensão de escoamento igual a 70.000 psi ou 4923 kgf/cm²) em 12,5% com a utilização de um tubo mais resistente, X80 (tensão de escoamento igual a 80.000 psi ou 5626 kgf/cm²) (ROZA, 2006).

No Brasil o aço X80 foi especificado, primeiramente, na fabricação de tubos com diâmetro externo de 863,6 mm e espessura de 19,04 mm API 5L X80 para o projeto Mexilhão da Petrobras, sendo que hoje é largamente utilizado na produção de tubos soldados a conectores, como o estudado neste trabalho (GODOY,2008).

Por outro lado, projetos com tubos com graus superiores ao X80 também já estão sendo estudados e, em algumas regiões, já são realidade. Condições adversas, como às existentes no Canadá, que possui regiões cujo clima é ártico e no Japão, marcado com a possibilidade de eventos sísmicos, tubos com grau X100 já foram fabricados e instalados (GODOY,2008).

A norma API 5L especifica tubos até grau X80, porém a norma ISO-3183, publicada em 2007, já especifica tubos fabricados com o aço X100, X110 e X120 fabricados no processo TMCP-AC e com a composição química micro ligada, baixos teores de carbono e enxofre e matriz metalográfica composta primordialmente por ferrita-bainita (GODOY,2008).

Atualmente, estes aços atendem outros setores industriais além do petroquímico como, automobilístico e o de estruturas justamente, devido ao seu elevado limite de resistência mecânica e a corrosão e as boas características de tenacidade a baixas temperaturas, conformabilidade, e soldabilidade, devido ao baixo teor de carbono equivalente existente.

2.5 NORMA API 5L – TUBOS PARA TRANSPORTE E DISTRIBUIÇÃO (*LINE/PIPE*)

Para organizar e controlar os parâmetros construtivos na fabricação de tubos destinados ao transporte e distribuição de água, gás e óleo, foi criado o comitê de normatização API (*American Petroleum Institute*) o qual idealizou a norma API 5L.

Esta norma define os processos de manufatura para tubos soldados e sem costura, a qualificação dos operadores, o tipo de material constituinte do produto, propriedades químicas e mecânicas, dimensões, peso e defeitos permissíveis, máximo carbono equivalente, ensaios não destrutivos e acabamentos, dimensões dos tubos, ensaios de inspeção e testes, segundo as exigências da norma e tratativas entre cliente e fornecedor diante de cada aplicação.

Os aços normalizados API 5L são ARBL, caracterizados por serem acalmados ao silício e ao alumínio, apresentando teores de carbono de 0,05% (0,10% máx.), contendo Níquel, Cobre, Cromo e Molibdênio como principais elementos de liga, sendo micro ligados ao Nióbio, Vanádio e Titânio com a somatória dos teores destes elementos não podendo ultrapassar 0,15% (RATNAPULI, 2007) (API 5L 2004).

Os graus que indicam as diferentes classes de tubos são baseados na sua tensão de escoamento em “psi” (*pound force per square inch*). São descritos como grau A25, A, B e X sendo que, este último, indica aços de alta resistência.

Os aços de alta resistência da classe X, que são abrangidos pela norma em questão, são os de grau: X42, X46, X52, X56, X60, X65, X70 e X80, sendo possíveis classes intermediárias de resistência quando acordado com o comprador (API 5L, 2004). A norma API 5L apresenta tabelas com os valores mínimos das tensões de escoamento e ruptura para cada grau do aço escolhido para a produção do tubo (API 5L, 2004).

Os números após a letra “X” indicam o valor da tensão de escoamento mínima em “ksi”, ou seja: o aço X65, por exemplo, apresenta tensão de escoamento mínima de 65 ksi. (460 MPa).

Por outro lado, a norma API 5L estabelece a especificação para duas classes de produtos designados por PSL1 e PSL2. Estas duas designações PSL (*Product Specification Level*) definem diferentes níveis de requisitos técnicos *standards* dependendo da aplicação do produto (API 5L, 2004).

A diferença entre estes níveis de especificação PSL 1 e PSL 2 são requisitos como processo de fabricação, tenacidade, tensão de escoamento, tensão de ruptura e carbono equivalente que tem maior rigor na especificação PSL 2 e que indicam aços de resistência mecânica superior (API 5L, 2004).

2.6 AÇOS AISI 4130

O aço AISI 4130, também conhecido como, DIN 30CrMo4, é um aço martensítico de baixa temperabilidade, cuja composição química é especificada pela norma ASTM A29/A29M-15, sendo caracterizado como aço de médio carbono, com 0,28%pm a 0,33%pm de carbono, e baixa liga, caracterizado pela presença do cromo com 0,80%pm a 1,10%pm, e do molibdênio com, 0,15%pm a 0,25%pm. Estes elementos de liga, promovem aumento de dureza, resistência a corrosão, resistência a altas temperaturas, com também, melhoram a temperabilidade do aço (VILLARES,2005) (ESAB,2005).

O aço AISI 4130 é projetado, principalmente, para receber tratamento térmico de beneficiamento, que consiste na somatória de três tratamentos: normalização, têmpera e revenimento, promovendo, ao material, grande resistência mecânica, tenacidade e ductilidade habilitando-o para várias aplicações na indústria mecânica, desde componentes de máquinas como, eixos, bielas, hastes de cilindros hidráulicos, cilindros, entre outros, como também, componentes de válvulas hidráulicas, blocos manifolds, estampos de forjaria, peças técnicas para diversas aplicações na área de óleo e gás, como peças offshore, componentes de extração árvores de nata, componentes de transporte como tubos soldados a conectores, peças de plataformas, etc.

Este aço é normalmente fornecido no estado forjado, bruto ou usinado, com ou sem tratamento de normalização ou, com o tratamento de beneficiamento.

O tratamento térmico de normalização do aço AISI 4130 é realizado com taxa de aquecimento lenta e uniforme até temperaturas de 890°C a 910°C, a qual é ajustada ao teor de carbono do aço, em fornos com atmosfera controlada evitando a oxidação, garantindo a composição química final da peça em todas as suas dimensões, com tempos de permanência, à temperatura de tratamento, ajustado com relação ao volume ou a espessura da peça em

tratamento. Uma vez concluída esta fase, a peça é resfriada ao ar tranquilo. Este tratamento acrescenta à microestrutura de forjamento uma granulação fina, afetando positivamente as propriedades mecânicas, com a elevação dos valores de resistência mecânica, tenacidade e ductilidade com relação à peça simplesmente forjada (COLPAERT, 1974).

No caso do tratamento térmico por beneficiamento, após o tratamento de normalização, segue o tratamento de têmpera. A peça em AISI 4130 é novamente reaquecida até à faixa de temperaturas de 860°C a 880°C, com uma taxa de aquecimento lenta, uniforme e adequada ao seu volume, em um forno com atmosfera controlada, pela mesma razão já apresentada, sendo mantido neste patamar de temperatura pelo tempo adequado ao seu volume ou a sua espessura, sendo em seguida resfriado em água ou em óleo dependendo de suas dimensões e volume até à temperatura de transformação total da austenita em martensita. Neste momento, segue o tratamento de revenimento, quando, então, a peça é reaquecida nas mesmas condições já descritas, até à temperaturas que variam de 450°C a 640°C e mantida nesta temperatura pelo tempo ajustado às suas dimensões e volume. Nestas temperaturas o tratamento irá a promover mobilidade do carbono martensítico formando uma nova textura no aço constituída de pequeninas partículas de cementita, geralmente tendendo para uma forma esferoidal sobre o fundo de ferrita α , denominada sorbita. Em seguida, a peça é rapidamente resfriada em água ou em óleo de modo a interromper o efeito do revenido. O aço não sofre uma nova têmpera uma vez que, as temperaturas de processo, estão abaixo da temperatura de transformação de 723°C. A estrutura metalográfica obtida com este tratamento abranda os efeitos da têmpera produzindo na peça as propriedades mecânicas desejadas à sua aplicação (COLPAERT, 1974).

Portanto, a microestrutura do aço AISI 4130, irá variar com a massa da peça, processos de conformação, a sua composição química e com os tratamentos térmicos solicitados.

Dentro dos limites especificados para a variação da composição química do aço, numa mesma corrida de produção, percorrendo os mesmos processos, as propriedades mecânicas podem apresentar variação nos resultados, porém, dentro dos limites mínimos e máximos requeridos em norma. Porém, quando se analisa a temperabilidade do aço AISI 4130 através das curvas TTT, para cada composição especificada e normatizada, vemos que o produto de têmpera pode possuir diferentes microconstituinte, que dependem diretamente de sua composição química e que podem interferir diretamente no seu comportamento mecânico e de resistência a corrosão.

Peças de grande porte, como o são os *blanks* adquiridos para a fabricação de conectores, são fabricadas sobre características específicas à aplicação, quanto sua composição química, geometria, controles do processo de forjamento, temperatura e microestrutura, assim como,

com relação aos parâmetros e procedimentos para a realização dos tratamentos térmicos de beneficiamento, com referência à obtenção das propriedades mecânicas requisitadas, como, microestrutura, resistência mecânica, tenacidade e ductilidade adequadas à aplicação do produto (TENARIS, 2019).

Apesar do médio teor de carbono, e valores elevados de carbono equivalente, este material pode ser soldado a outros componentes, inclusive, de forma dissimilar, como, no caso, dos tubos API. Para isso, o processo de soldagem adotado, os metais de adição, os requisitos de aquecimento das peças envolvidas, assim como, os parâmetros dos equipamentos de soldagem, devem ser bem estudados e controlados, uma vez que, os riscos do surgimento defeitos nas regiões de solda são grandes para este tipo de material.

2.7 PRINCIPAIS PROCESSOS DE FABRICAÇÃO DE TUBOS API.

A Norma API classifica os processos de produção de tubos separando-os em: tubos produzidos por laminação ou extrusão (sem costura) e tubos produzidos através de processos de soldagem que podem ser com ou sem a adição de material.

São três os principais processos industriais para a fabricação de tubos metálicos caracterizados na API; os processos de laminação, também chamados de processos MANNESMANN, para produção de tubos sem costura - *seamless pipe* - e os processos empregados para a fabricação de tubos soldados, que se subdividem em dois, sendo os mais empregados, o processo ERW (*Electric Arc Welding*) e o SAW (*Submerge Arc Welding*).

2.7.1 Tubos sem costura (*SEAMLESS PIPE*).

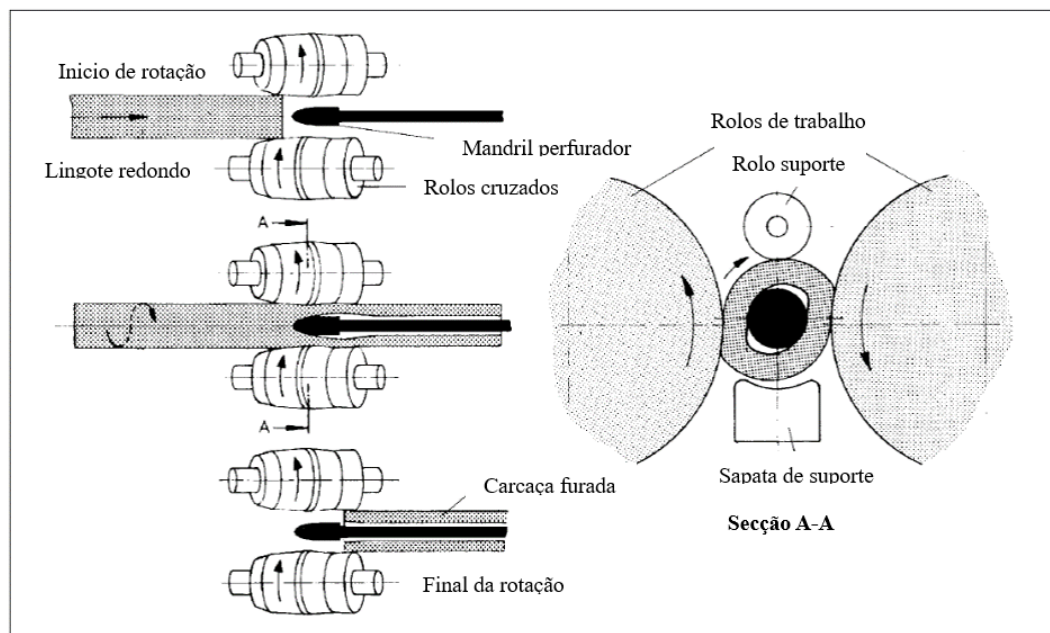
Resumidamente, podemos descrever o processo através das seguintes etapas produtivas:

1. Os lingotes cilíndricos de aço são aquecidos em fornos rotativos até alcançar à temperatura de laminação de 1250°C e 1300°C, dependendo da composição do material. Após a saída do forno as barras são descamadas com jatos de água a alta pressão e, em seguida transportadas ao laminador oblíquo, onde sofrem uma perfuração formando um tubo inicial. Neste processo o material sofre um alongamento equivalente a 1,5 a 2,0 vezes o seu comprimento inicial, enquanto ocorre uma redução de 33% a 50% na sua secção transversal (BRENSING; SOMMER, 1993).

2. O laminador oblíquo tem rolos de cone duplo, cujos eixos fazem um pequeno ângulo de 3° a 6° com relação ao plano horizontal da barra a ser laminada. O lingote é posicionado

entre os dois rolos, sendo guiado nesta posição. Devido ao movimento dos rolos, o lingote ganha movimento helicoidal de rotação e translação, sendo empurrado fortemente contra a ponteira cônica do mandril, que se encontra entre os rolos. O mandril, então, abre um furo no centro do lingote, transformando-o em um tubo. O contínuo movimento de rotação do lingote aliado à forma geométrica do mandril, além da confecção da abertura do furo, faz com que ocorra um contínuo alisamento da superfície interna do furo, promovendo o seu acabamento (BRENSING; SOMMER, 1993). Nas Figuras 4 e Figura 5 pode ser visto o que foi descrito até o momento.

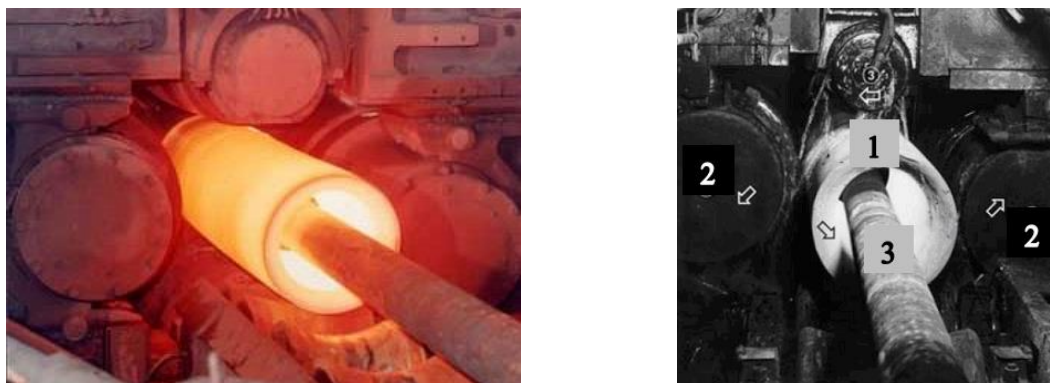
Figura 4. Processo Mannesmann de laminação de tubos.



Fonte: Adaptado de BRENSING; SOMMER (1993).

Terminada a conformação, o tubo é retirado do interior dos rolos, seguindo para as etapas de conformação de acabamento através de laminadores perfilhadores, seguindo, por sua vez, para os ciclos de testes e de qualidade (BRENSING; SOMMER, 1993).

Figura 5. Perfurando o lingote no laminador –cross roll piercing mill Mannesmann .1 lingote perfurado;
2- rolos laminadores; 3-mandril do piercing.



Fonte: BRENSING H. K.; SOMMER, B. (1993).

Este processo permite a fabricação de tubos desde, aproximadamente, 20 mm de diâmetro externo até 660 mm, tanto em aço carbono, como em aços ligados e aços inoxidáveis, com espessura de parede variando de 3 mm até 125 mm. Dependendo da relação entre a espessura da parede, diâmetro externo e peso inicial do lingote, é possível fabricar tubos com mais de 28 m de comprimento utilizando esta técnica. (BRENSING H. K.; SOMMER, B., 1993).

2.7.2 Tubos SAW (*Submerge Arc Welding*) - Processo UOE.

O início dos trabalhos começa através de uma inspeção visual e através de ultrassom da chapa a ser utilizada no processo.

Em seguida, a chapa entra na linha de fabricação e passa primeiramente numa fresadora de bordas, a qual executa a usinagem das duas bordas longitudinais, de maneira a acertar a largura da chapa e executar o chanfro de bisel de solda do tubo. A fresadora executa estas usinagens de uma só vez e isto pode ser visualizado através da Figura 6.

Figura 6. Fresadora longitudinal continua para grandes diâmetros.



Fonte: BRENSING H. K., SOMMER, B. (1993).

A seguir, a chapa entra nas prensas de bordas, Figura 7, na qual sofre uma deformação, nas bordas longitudinais, com a forma próxima ao raio do tubo a ser fabricado.

Esta fase é necessária para que os esforços finais, de conformação do tubo, na prensagem em “O”, sejam minimizados e a geometria do diâmetro final do tubo, seja melhor conformada.

Figura 7. Prensa de Bordas para tubos de grandes diâmetros.



Fonte: TENARIS CONFAB (2013).

A partir desta fase, a chapa entra na prensa hidráulica “U”, chamada assim, por executar a conformação da chapa transformando-a numa viga de secção em forma de “U”. A Figura 8, ilustra a prensa e o posicionamento da chapa no seu interior antes, durante e depois de conformada.

Figura 8. a) Prensa U-Posicionamento da chapa. b) Conformando a chapa.

(a) Prensa U-Posicionamento da chapa



b) Conformando a chapa



Fonte: TENARIS CONFAB (2013).

Saindo da prensa “U”, a chapa é transportada para o interior da prensa “O”.

A prensa “O” é uma prensa hidráulica de grande capacidade de prensagem podendo chegar a produzir esforços de conformação da ordem 500 MN (SIEMPELKAMP). Recebe este nome por executar a conformação da viga “U” em uma outra viga com uma secção no formato de um “O”, formando o tubo aberto. A Figura 9a e 9b ilustram a prensa hidráulica “O” do fabricante SIEMPELKAMP.

Figura 9. Prensa hidráulica para conformação de tubos. Força máxima de conformação igual a 500 MN.



a) Prensa “O” com ferramentas montadas.



b) Tubo produzido e sendo retirado da prensa.

Fonte: SIEMPELKAMP (2015)

Após o trabalho de conformação na prensa “O”, o tubo segue para a máquina seladora, a qual promove a solda de raiz no tubo aberto.

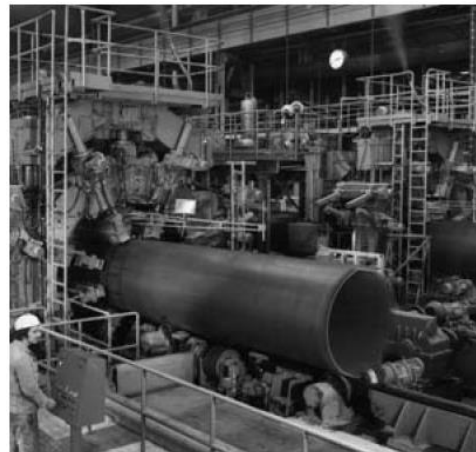
As Figuras 10a e 10b ilustram o processo de selamento através do processo GMAW (*Gás Metal Arc Welding*).

Figura 10. a) máquina seladora; b) tubo em processo de selagem.

a) Máquina Seladora



b) Tubo em processo de “selagem”.

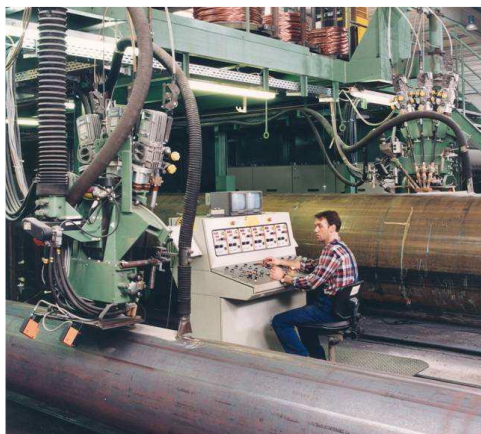


Fonte: MEER. SMS GROUP (2015).

Fonte: BRENSING H. K., SOMMER, B.(1993).

O tubo soldado é então transportado para os setores de soldagem total no processo já mencionado de arco submerso (SAW). O tubo primeiramente é soldado internamente e depois segue para os *stands* de soldagem externa, Figura 11.

Figura 11. Máquina para soldagem SAW externa.

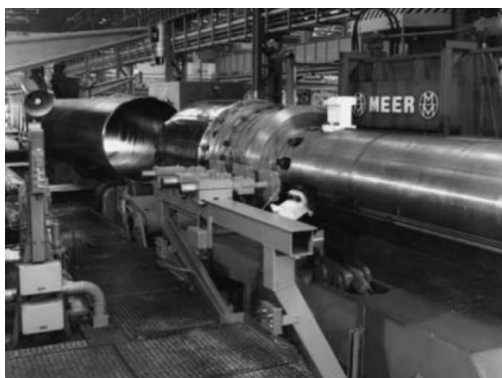


Fonte: REICHEL; PAVLYKA; LOOSE (2012)

No expansor hidráulico, o tubo é expandido por sessão, por passos correspondentes ao comprimento da castanha de expansão, até que perfaça o seu comprimento total, Figura 12.

Figura 12. a) Tubo na entrada do expensor. b) Tubo sendo expandido.

a) Tubo na entrada do expensor.



b) Tubo sendo expandido



Fonte: BRENSING H. K.; SOMMER, B. (1993)

Fonte: TENARIS CONFAB (2006).

Continuando o processo de fabricação, o tubo segue para execução dos testes hidrostáticos, Figura 13.

Neste equipamento, o tubo é preenchido com água, através de um sistema de bombeamento hidrodinâmico, até alcançar a pressão que poderíamos chamar de pressão de preenchimento. A partir deste momento, um sistema hidráulico intensifica esta pressão elevando-a até a pressão de teste prescrita.

Figura 13. a) Equipamento de teste hidrostático. b) Tubo sendo testado.

a) Equipamento de teste hidrostático



b) Tubo sendo testado



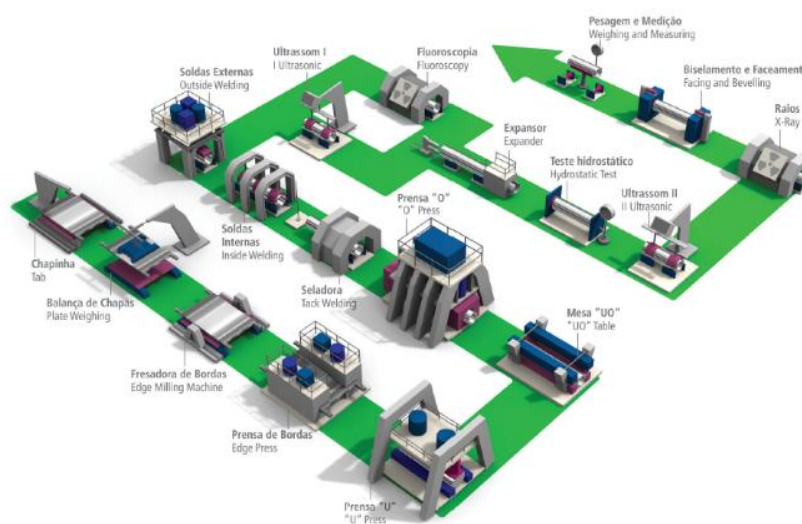
Fonte: CNOOC KINGLAND PIPELINE CO.LTD (2015).

Após os testes hidrostáticos, o tubo segue para os testes de raio-X, testes não destrutivos de partícula magnética e líquido penetrante, finalizando com a inspeção visual e a pesagem.

Com processo de fabricação UOE é possível atender as seguintes normas técnicas de fabricação: API; ASTM; ANSI; AWWA; BS; CSA; DIN; DNV; EN; GOST; ISO; JIS; NBR.

Abaixo, é apresentado, na Figura 14, um infográfico do processo detalhado anteriormente.

Figura 14. Fluxo de fabricação no processo UOE.



Fonte: TENARIS CONFAB (2015).

2.7.3 Tubos SAW (*Submerge Arc Welding*) - Processo Helicoidal.

No processo helicoidal, a matéria prima pode ser uma chapa como também pode partir de uma bobina de chapa, posicionada de tal forma no equipamento de formação que, ao ser desbobinada, a chapa é endireitada, refileada ficando com a largura correspondente ao perímetro do diâmetro externo do tubo, biselada lateralmente com o perfil do chanfro da solda, seguindo então para a calandrada onde é conformada em uma espiral, ocorrendo em seguida o processo de soldagem por arco submerso SAW, Figura 15.

No percurso da chapa, Figura 16, antes de entrar na calandra, é ultrasonada longitudinalmente na região dos biseis de solda e na sua região transversal.

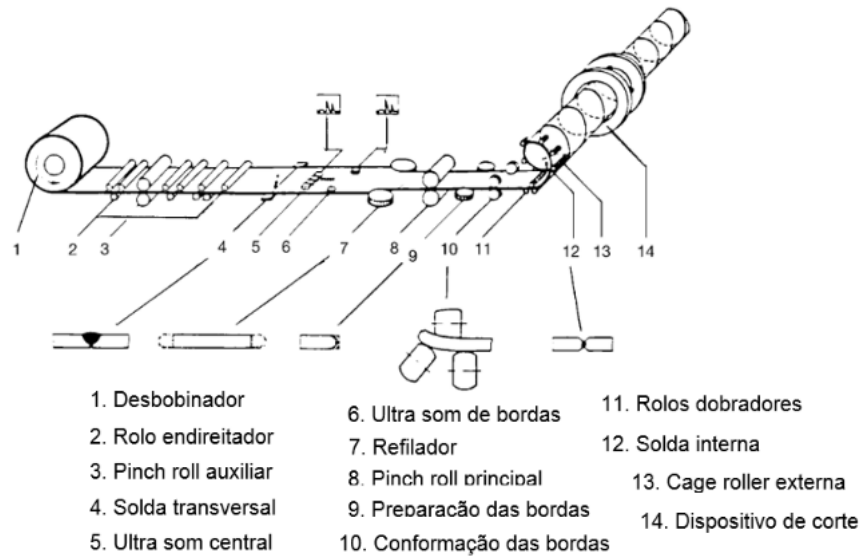
A Figura 16 caracteriza o processo como um todo.

Normalmente estes tubos são utilizados nos projetos de saneamento, em aplicações industriais e como reservatórios. Atualmente existe estudos para aplicação na área petrolífera.

São fabricados em vasto range de diâmetros, de 16 polegadas a até mais de 100 polegadas (406,0 mm a 2540 mm), nas espessuras de 0,173 polegadas a 0,625 polegadas (4,4 mm a 16,0 mm) e nos comprimentos de 6 m a 12 m.

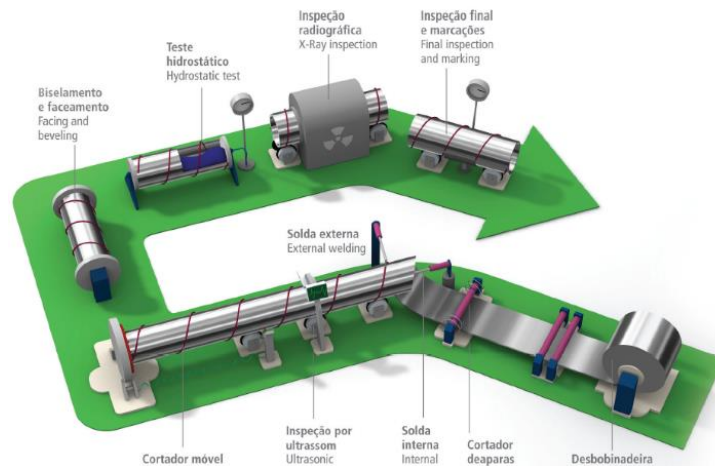
Através deste processo podem ser atendidas as normas construtivas API; ANSI; ASTM. AWWA; BS; CSA; DIN; DNV; EN; GOST; ISO; GIS; NBR.

Figura 15. Esquema do equipamento de produção de tubos helicoidais.



Fonte: BRENSING H. K., SOMMER, B. (1993).

Figura 16. Esquema do equipamento de produção de tubos helicoidais.



Fonte: TENARIS CONFAB (2015).

2.7.4 Tubos com costura (*Welded pipe*). Processo *ERW* (*Electric Resistance Welding*).

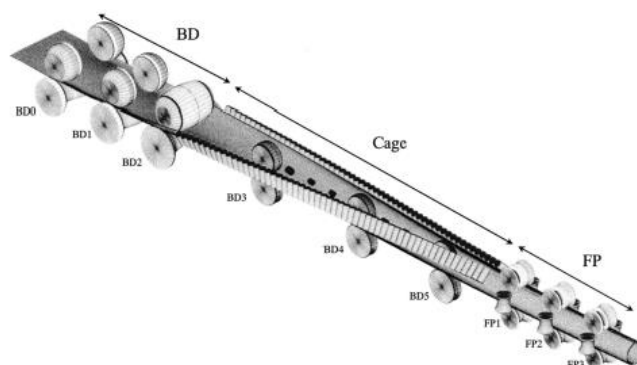
O processo de produção de tubos ERW inicia-se pelo desbobinamento de chapa ou a partir de acumuladores de chapa. A chapa é então puxada e introduzida na linha de laminação, Figura 17, onde é conformada formando o tubo aberto, Figura 18.

Figura 17. Linha ERW completa com stand de rolos ajustáveis e pulmão de chapas.



Fonte: ERW STEEL PIPE EQUIPMENT (2015).

Figura 18. Diagrama - produção de tubos redondos. Laminação de rolos –*cage rollers*



Fonte: TANIMOTO (2012).

Uma vez conformado, o tubo aberto chega no ponto ocorre o caldeamento. O processo de soldagem envolve, normalmente, a aplicação de corrente elétrica alternada com alta frequência, variando de 200 a 500 kHz, e a energia de aquecimento sendo depositada nas laterais da chapa em formação (BRENSING; SOMMER, 1993).

A corrente elétrica de caldeamento pode ser introduzida no tubo aberto através de eletrodos de contato de deslizamento ou através de bobinas de indução.

Consequentemente, é feita uma distinção entre os processos de soldagem, com alta frequência induzida HFIW (*High Frequency Induction Welding*), e o processo com alta frequência por condução para soldagem HFCW (*High Frequency Conduction Welding*). A Figura 19 e Figura 20 esquematizam e descrevem respectivamente, os principais componentes de cada processo e as Figura 21 e Figura 22 ilustram fisicamente o processo em cada caso.

Dependendo da espessura da parede do tubo, com o processo de formação HFCW é possível fazer a solda longitudinal do tubo, de forma contínua, a uma velocidade de linha de até

100 m/min. Já, com processo HFIW é possível executar a solda a velocidades de linha até 120 m/min.

Após a solda e ao processo de rebarbamento, o tubo é imediatamente submetido a um tratamento térmico de normalização que irá promover uma granulação mais homogênea e fina na solda e na região termicamente afetada pelo processo de soldagem (COLPAERT, 1974).

Após o processo de resfriamento, o tubo é submetido a um processo de conformação final para adequação de sua geometria final conforme dimensões normalizadas. No final desta etapa, é feito de forma automática um controle de qualidade da solda através de ultrassom e, em seguida, o tubo é cortado nas dimensões ajustadas. A partir deste momento, o tubo segue para o teste hidrostático, ensaios não destrutivos e é pesado e liberado. Possíveis tratamentos superficiais podem ser ainda feitos como pintura, verniz, entre outros.

Figura 19. HFCW-Sistema de soldagem por condução.

1.tubo aberto; 2. Ângulo de entrada na solda; 3. Eletrodos de contato; 4. Fonte de energia; 5. Rolos de pressão; 6. Ponto de solda; 7. Cordão de solda.

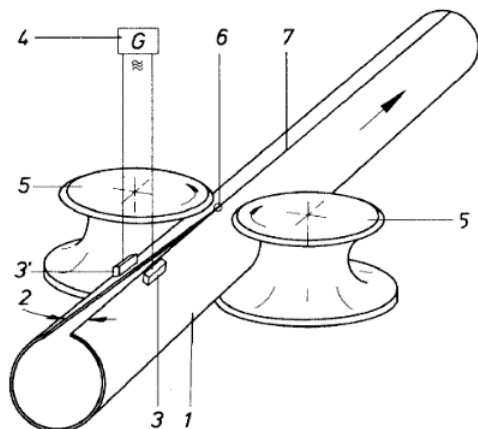
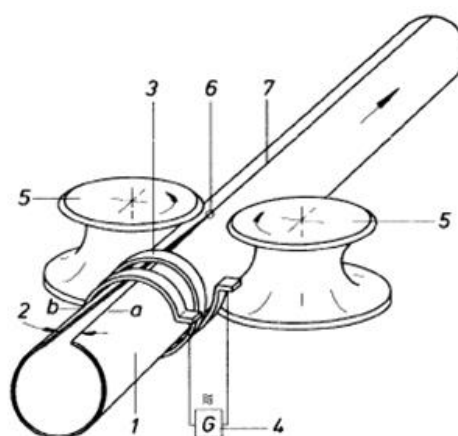
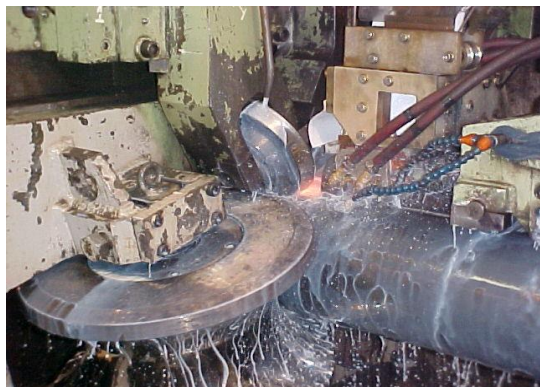
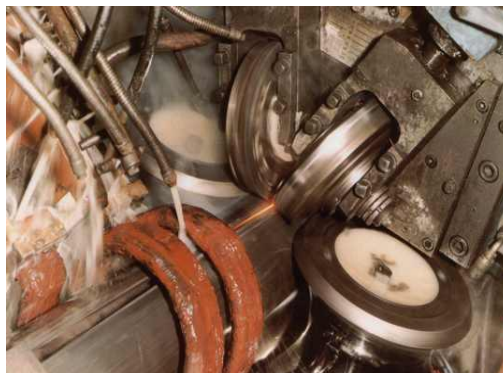


Figura 20. HFIW-Sistema de soldagem por Indução.

1. Tubo aberto; 2. ângulo de entrada na solda; 3. Bobinas de Indução; 4. Fonte de energia; Rolos de pressão; 6. Ponto de solda; 7. Cordão de solda.



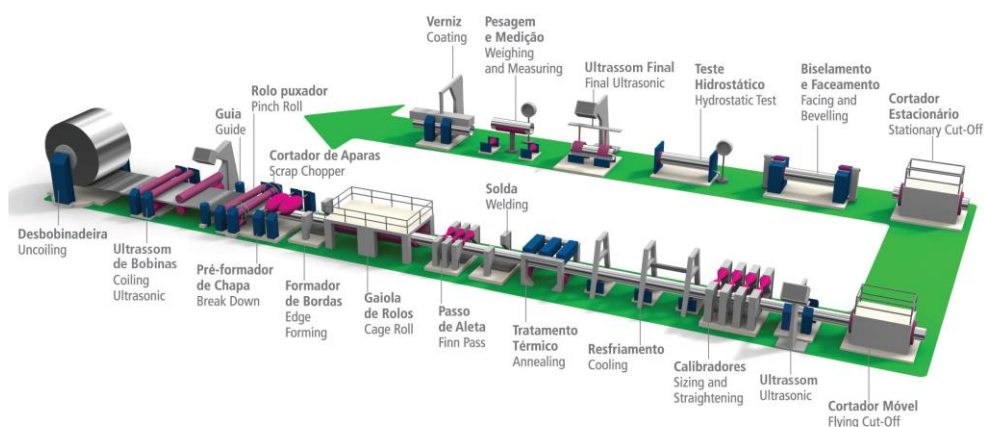
Fonte: BRENSING, H. K.; SOMMER, B. (1993).

Figura 21. O processo HFCW**Figura 22.** O processo HFIW

Fonte: AUTOR, TENARIS CONFAB (2023).

Através do processo ERW é possível a produção de tubos nas dimensões de 20 mm a 609 mm de diâmetro externo com espessuras podendo variar de 0,5 mm a 19,05 mm.

O infográfico da Figura 23 caracteriza o processo ERW apresentado da empresa TENARIS CONFAB. Apenas que neste não contém o acumulador de chapas. A bobina é acoplada diretamente a linha de conformação.

Figura 23. Esquema de uma linha ERW– TENARIS CONFAB.

Fonte: TENARIS CONFAB (2013).

No caso dos tubos OCTG, produzidos no processo ERW, estes seguem para as etapas seguintes de fabricação envolvendo vários processos, sendo que podemos destacar os de maior relevo e impacto, os processos de tratamento térmico de têmpera e revenimento, e o processo de endireitamento do tubo.

2.8 TUBOS COM CONECTORES – CONEXÕES PADRÃO API E PROPRIETÁRIAS.

Em uma linha de transporte e distribuição de hidrocarbonetos - *line pipe* - temos os tubos sendo unidos através de soldas e nos tubos OCTG destinados a perfuração de poços, revestimento e transporte, encontramos os tubos unidos através de juntas roscadas e com conectores. A Figura 24 ilustra estas montagens.

Figura 24. Modelo de conexões para união de tubos.



a) Linha soldada para transporte de hidrocarbonetos



b) Montagem de Tubos de revestimento

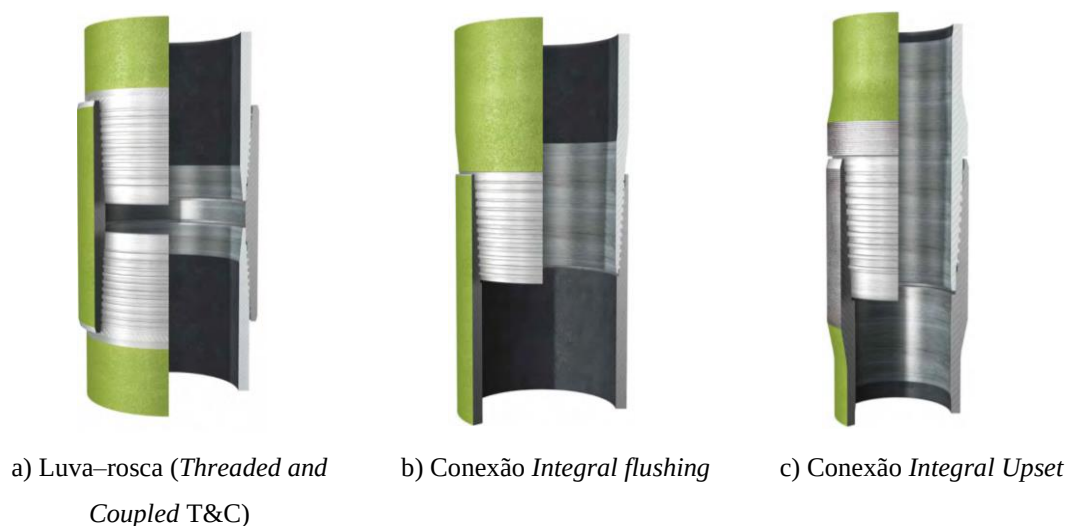
Fonte: TENARIS HYDRIL (2018).

Mas, o que chamamos uma conexão? Uma conexão ou conector é um acoplamento mecânico com rosca interna, fêmea (*box*), cuja finalidade é a união de dois elementos, no caso tubos, com roscas do tipo macho (*pin*) nas suas extremidades (TENARIS, 2013).

Encontramos, pelo menos, três principais tipos de conexões, largamente aplicadas e que são ilustradas na Figura 25. A Figura 25a ilustra o primeiro tipo de conexão formada por uma união com roscas fêmeas (*box*), em ambos os lados, acoplando dois tubos com roscas macho (*pin*). Esta união é chamada de rosca-luva (*Threaded and Coupled T&C*) ou simplesmente, luva. São utilizadas em tubos de revestimento (*casing*), em tubos de produção (*tubing*), e em tubos de transporte e proteção chamados *raisers*. O segundo grupo de conexões são aquelas executadas diretamente nos tubos, uma conexão macho e fêmea em cada uma de suas extremidades. Essas conexões são chamadas integral (*Integral Joint*). Quando não é necessária a desmontagem de partes de uma coluna de produção ou revestimento, emprega-se estes tipos de conexões. A Figura 25b e 25c ilustram as conexões integrais. Dá-se o nome de conexões *Integral Flush*, às conexões cuja dimensão do diâmetro externo não excede à dimensão do diâmetro externo do tubo, Figura 25b, se exceder em pouco, esta é denominada como *Semi Flush*. Já as conexões denominadas *Integral Upset* possuem diâmetro externo muito maior que

o diâmetro externo do tubo, Figura 25c. As conexões *Integrais Flushing* são comumente aplicadas nas tubulações de revestimento (*casing pipes*) enquanto, as conexões *Integral Upset* são mais utilizadas nas tubulações de produção (*tubing*) e nas de perfuração (*drill pipe*). (WITTENBERGHE,2011).

Figura 25. Modelo de conexões para união entre tubos.



Fonte: TENARIS HYDRIL (2018).

As conexões rosca-luva (*Threaded and Coupled T&C*), na maioria das aplicações, tem-se mostrado mais resistentes que as conexões integrais (*Integral joint*), estando menos sujeitas à concentração de tensões. A estanqueidade do sistema é realizada através do contato metal com metal, conforme o tipo de rosca, apresentando alto travamento promovendo rigidez a união e elevada eficiência em operação (OEA Consulting, 2018).

Por outro lado, na confecção de um tubo com conexão integral, no qual é necessário ter-se um aumento de parede para que a rosca possa ser usinada, se faz necessário adicionar às extremidades do tubo, uma nova peça, uma vez que o próprio tubo não possui parede com espessura suficiente para que a rosca seja produzida. Todos os detalhes da rosca e do acoplamento a serem produzidos, assim como, os detalhes de preparação para a solda da peça no tubo, são executados de forma acabada, em *blanks* forjados de elevada resistência, sendo em seguida integralizados ao tubo, formando os conectores macho (*pin*) e fêmea (*box*) do tubo (OEA Consulting, 2018).

A norma API 5C6, normaliza a fabricação dos conjuntos tubos soldados a conectores. Os tubos, podem ser produzidos nos processos UOE, ERW, como já mencionado, segundo a norma

API 5L, como também, serem fabricados segundo a norma API 5CT, para aplicação no revestimento de poços, perfuração e transporte de fluidos (OCTG) (API 5C6,2006).

Para os conectores, a norma API 5C6 pede que sejam fabricados a partir de um tarugo forjado, podendo o material ser, aço carbono, aço baixa liga, aço micro ligado ou outros materiais forjados desde que possuam elevada soldabilidade, resistência, tenacidade e outras características pertinentes à aplicação.

Em vista deste fato, o carbono equivalente do material base do tubo e conectores, deve ser baixo devendo ser dimensionado através das fórmulas abaixo.

Quando o conteúdo de carbono é menor ou igual 0,12% o carbono equivalente deve ser calculado pelo Parâmetro de Trincamento Modificado (Pcm) dos japoneses Ito e Bessyo: (API 5LB).

$$Pcm = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{20} + \frac{Cu}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \quad (2)$$

Quando o conteúdo de carbono é maior que 0,12%, o carbono equivalente deve ser calculado pela fórmula do Instituto Internacional de Soldagem CE(IIW) (*Internacional Institute of Welding*).: (API 5LB)

$$CE(IIW) = C + \frac{Mn + Si}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} \quad (3)$$

Ou

$$CE(IIW) = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} \quad (4)$$

Para tubos com grau X80 e com espessuras de parede maiores que 0,800 in (20,3 mm) que, inclusive, constitui o produto utilizado nesta tese, e para todos os tubos sem costura (*seamless*), a norma API 5LB recomenda que o valor máximo do carbono equivalente seja ajustado entre o comprador da obra e o fabricante do tubo com conectores.

Para os tubos não contidos no item a acima, os valores máximos de $C(Pcm) = 0,25\%$ ou $CE(IIW) = 0,43\%$ devem ser considerados. (API 5L,2004)

Segundo a API 5C6, os tubos produzidos a partir da norma API 5LB devem possuir resistência ao escoamento mínima ou maior de 60 ksi (420 MPa), e os registros relativos ao processo produtivo, temperaturas de processo, se aplicável e registros dos tratamentos térmicos, quando aplicável, devem fazer parte do fornecimento do produto.

A norma API 5C6 orienta na utilização adequada dos insumos de soldagem e os processos industriais, equipamentos, e na qualificação dos profissionais de solda para a execução destes trabalhos.

Tubo e conectores são convenientemente posicionados e alinhados em dispositivos especiais, cujo processo e precisão das medidas de linearidade, batimento e perpendicularidade/paralelismo entre as faces dos conectores e entre linha de centro, são garantidas dentro da precisão exigida. A precisão destas medidas pode ser objeto de requerimento pelo comprador da obra através de um documento normativo denominado, requerimentos suplementares SR34 (*Supplementary Requirement*), indicado na API 5C6.

Os conectores são ponteados e soldados ao tubo no processo MIG (*Metal Inert Gas*) constituindo a solda de raiz. Em seguida, são executadas as soldas de preenchimento e acabamento, no processo por arco submerso SAW (*Submerged Arc Welding*), primeiro, pelo diâmetro interno e, em seguida, no externo. Em todo o processo de soldagem, as peças são mantidas aquecidas a temperaturas adequadas aos materiais a serem soldados, no caso deste trabalho, as peças foram mantidas a temperaturas maiores ou iguais a 300°C.

Uma vez soldados os conectores ao tubo, a norma API 5C6 recomenda o tratamento térmico para alívio de tensões com a finalidade específica de reduzir as tensões residuais na região de solda, fazendo com que a dureza das peças, nestas regiões, se situe dentre certos limites que inibam a corrosão. Normalmente, o tratamento térmico é enquadrado dentro dos procedimentos de soldagem das peças WPS (*Welding Procedure Specification*) na norma API 5C6, 2006.

Este tratamento poderá ser feito em forno apropriado ou no chão de fábrica sendo as temperaturas de processo alcançadas por resistência e mantidas através de mantas térmicas e controladas através de equipamentos adequados ao processo. A norma não permite que este aquecimento seja feito através de chamas localizadas (ASTM A 672).

Nos procedimentos para execução do tratamento, a mesma norma recomenda o registro das temperaturas de processo, assim como, o tempo de encharcamento – patamar - na temperatura de tratamento.

Quando um requisito suplementar exige a conformidade do procedimento de soldagem segundo a Associação Nacional de Engenheiros de Corrosão NACE MR0175 (*National Association of Corrosion Engineers*), o fabricante deve realizar testes de dureza e registrar a metodologia empregada, e os resultados lançados no relatório de Procedimento de Qualificação do Processo de soldagem (PQR) (*Welding Procedure Qualification Record*), de modo a determinar e caracterizar a dureza máxima encontrada na região de solda.

Para produtos que deverão ser aplicados em ambientes com presença de H_2S , a dureza do metal de base, soldas e suas zonas afetadas pelo calor (ZTA) desempenham papéis importantes na determinação da resistência do aço carbono e baixa liga ao SSC (*Sulfide Stress Cracking*). O controle de dureza é um meio aceitável de obtenção desta resistência e, portanto, esta deve ser limitada nesta região (NACEMR0175).

Segundo a norma ASTM SA 672, para um tubo produzido sobre estas condições, as medições de dureza devem estar de acordo com o que é definido na norma ASTM A370 ou através do Método E110, podendo ser avaliada através da dureza Rockwell HRC, devendo ser realizadas na seção transversal à solda próximo e em ambas as extremidades do tubo. A máxima dureza aceitável na região da solda, resulta de um acordo entre o fabricante e o comprador da obra (ASTM SA 672).

Segundo a NACE, O teste de dureza, para qualificação do procedimento de soldagem deve ser normalmente realizado através do método de dureza Vickers HV10 ou método HV5 de acordo com a ISO 6507-1, ou sendo executada no método Rockwell HRC de acordo com ISO 6508-1 usando a escala de 15N.

Para fins de teste de qualificação de procedimento de soldagem, testes de dureza na seção transversal da solda, zona afetada pelo calor no material de base (ZTA) devem ser executadas e registradas. Os locais de teste de dureza e a frequência devem ser pelo Método Rockwell ou pelo método Vickers 10Kg (API 5C6,2006).

Todos os tubos soldados a conectores, envolvidos neste trabalho, foram fabricados para aplicações SOUR, em ambientes azedos, com forte presença de H_2S e água. O valor de dureza foi limitado em 350 HV10 (NACEMR0175,2015).

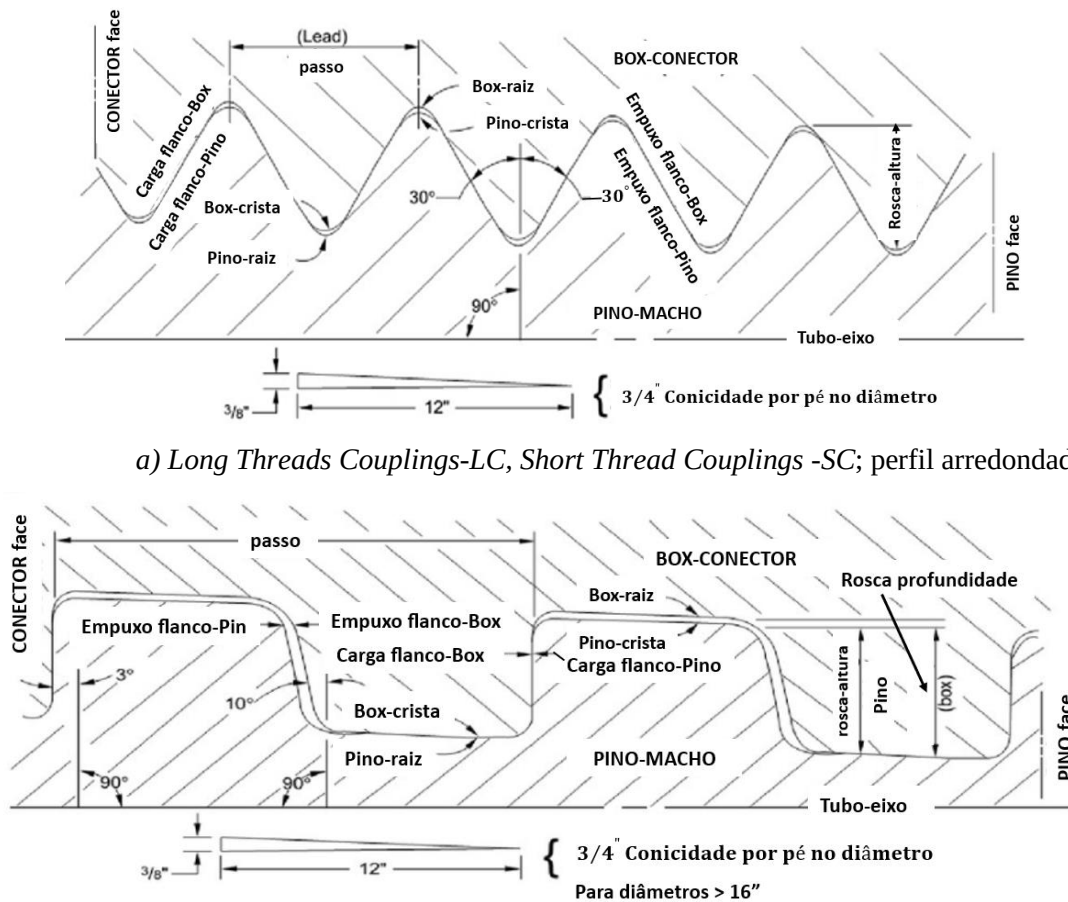
Ainda segundo a norma NACE, aços carbono e aços de baixa liga devem ser termicamente aliviados de tensões residuais após qualquer deformação a frio, seja causada por laminação, forjamento a frio ou outro processo de fabricação que resulte em uma deformação permanente da fibra externa da peça maior que 5%.

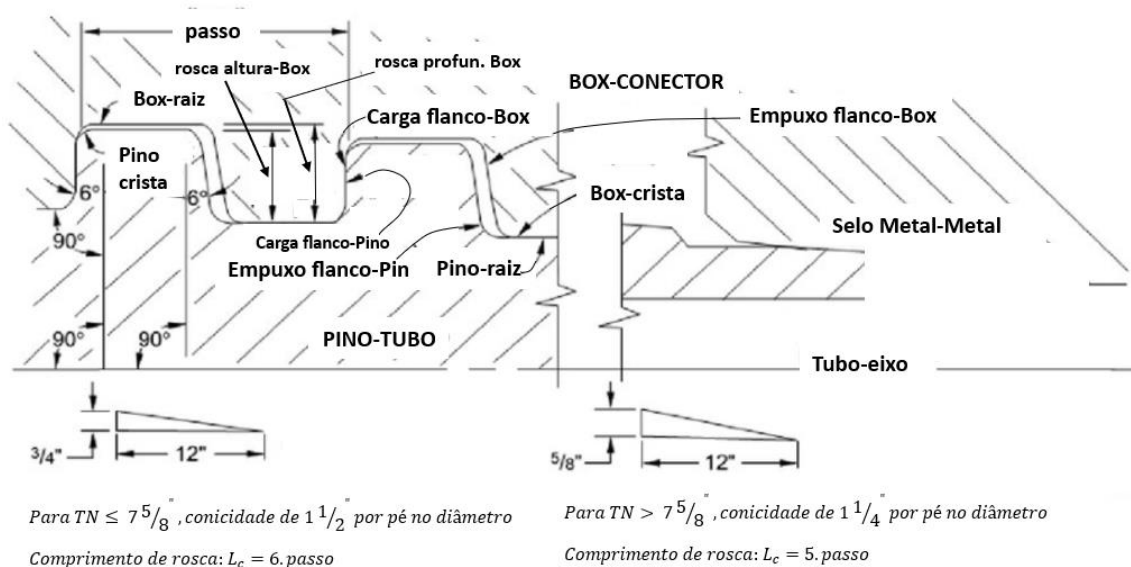
O alívio de tensão térmico deve ser executado de acordo com um código ou padrão apropriado. A temperatura mínima de alívio de tensão deve ser 595°C (1100°F) e a dureza máxima final deve ser 22 HRC (250 HV10) exceto para acessórios de tubos feitos de ASTM A234 grau WPB ou WPC, para os quais a dureza final não deve exceder 197 HBW (207 HV10) (NACE MR0175,2015).

Por outro lado, a norma API 5B, 2008, normatiza as especificações quanto a geometria das roscas das conexões OCTG classificando-as conforme seu perfil geométrico em: conexão 1. *Short Round Threads and Couplings – SC* - (Rosca curta arredondada com perfil triangular)

2. *Long Round Threads and Couplings* – LC – (Rosca longa arredondada com perfil triangular)
3. *Buttress Threads and Couplings* - BC - (Rosca dente de serra)
4. *Extreme Line Threads and Couplings* - XC – (Conexão integral com rosca com dente de serra). A Figura 26, ilustra o perfil destas conexões.

Figura 26. Perfil de roscas para conectores. a) *Long Threads Couplings-LC, Short Thread Couplings -SC*; b) *Buttress Threads Couplings* - (BC) e c) *Extreme Line Threads and Couplings* - (XC).





c) Extreme Line Threads and Couplings - (XC).

Fonte: MIRIYEV (2014).

As conexões *Long Thread Couplings-LC* e *Short Thread Couplings-SC*, Figura 48a, apresentam a rosca na forma de “V” com a crista e a raiz dos filetes arredondados com ângulo de abertura de 60°, passo de 8 fios por polegada, e inclinação cônica de rosca – *taper* – igual a 1,79°, diferindo entre si, no seu comprimento. São conexões simples, necessitam de equipamentos convencionais para sua produção, práticas de serem fabricadas, apresentando custo compatível e, portanto, muito utilizadas (MIRIYEV, 2014).

Devido a presença de espaços vazios entre os dentes da rosca, para que ocorra a vedação, é necessário que as roscas sejam montadas com um composto químico que promova a vedação (TENARIS, 2013).

Devido a isso, sua aplicação não é recomendada para linhas de transporte de gases em elevadas pressões e líquidos com baixa viscosidade (BOURNE, 2009; BOURGOYNE, 1985).

A eficiência da conexão pode ser avaliada através da relação entre o valor de sua resistência a tração com relação ao valor da resistência a tração do tubo. Para que o acoplamento seja considerado ideal, este deve apresentar uma eficiência igual ou maior que 100%, com relação a resistência do tubo. Comparando as conexões do tipo “redonda longa” e “redonda curta” verifica-se que a as primeiras apresentam uma eficiência maior que as segundas embora nenhuma das duas seja 100% eficientes (BOURGOYNE,1985).

Já as roscas *API Buttress*, Figura 26b, possuem perfil quadrado, conexidade 1,79°, igual ao das roscas *round*, passo entre filetes que proporciona 5 filetes/polegada e um maior comprimento de contato de rosca – área resistente – entre o pino e o *box* da conexão, promovendo, maior resistência e uma melhor condição de vedação que as roscas *round*, embora

também seja necessária a utilização de um composto químico selante para que esta propriedade seja garantida. Estas conexões possuem eficiência igual a 100% (GALLE, 2011).

Para melhorar as condições de vedação, foram criadas as roscas API *Extreme Line Couplings (XC)*, Figura 50c. Além das vantagens introduzidas pelas roscas Buttress, este novo conceito de rosca, com ajustes mais precisos que as anteriores, introduziu uma área frontal de vedação metal com metal permitindo aplicações com gases a pressões elevadas, embora ainda se tenha a necessidade de que seja aplicado o composto químico à rosca para o complemento da vedação. Este tipo de construção também permitiu a execução da chamada junta integral que constitui na possibilidade da união entre tubos sem o acoplamento, reduzido o comprimento da junta pela metade como também, o custo da união. Para sua confecção, a parede do tubo, próxima às extremidades, tem que ser mais espessa para que as roscas sejam usinadas. Por tudo isso, estas conexões apresentam um custo superior às conexões API anteriores (BOURGOYNE, 1985).

Além das roscas API citadas, existem as chamadas roscas proprietárias, criadas e produzidas por determinado fabricante, com direitos de propriedade intelectual e exclusividade de fabricação. Esta classe conexões proprietárias denominam-se: Conexões *Premium* e *Semi premium*. As conexões *premium* possuem sistema de vedações do tipo metal-metal, eficientes nas aplicações que envolvem o transporte de gases e líquidos com baixa viscosidade, já as conexões *semi premium* são aplicadas para transporte somente de líquidos não possuindo vedação metal-metal (GALLE, 2011).

Com as conexões *premium* se procura introduzir requisitos técnicos normalmente não encontrados nas conexões normalizadas API como: operação, roscas com revestimento superficial e intermediário, oferece montagem rápida com risco mínimo de rosqueamento cruzado; montagens sem a necessidade de se aplicar componentes químicos para a execução vedação (*Dopeless^R*); suportam elevados torques de montagem com elevada resistência mecânica; apresentam excelente desempenho em aplicações críticas offshore de elevada pressões onde são necessárias vedações, totalmente testadas, estanques para o transporte de gás; conexões com roscas de montagem rápida que promovem a vedação metal com metal, ombro com ombro do perfil da rosca, destinadas ao transporte de óleo e gás; conexões que apresentam compatibilidade com as normalizadas API, com perfis de roscas combinados com perfil reto e angular formando regiões, ombros, de elevada resistência a compressão e elevados torques de montagem, aplicadas em revestimentos intermediários e operações especiais de perfuração; conexões com diâmetros internos e externos próximos ao do tubo para evitar o fluxo turbulento para o fluido transportado e diminuir o volume das colunas com a finalidade de atender e aos

novos desenhos de poços, em formato de curvas, horizontais com relação à linha d'água; ambientes corrosivos - que não são encontrados nas conexões normalizadas, tornando esta família de conexões mais ativa em relação a estes novos desafios decorrentes dos ambientes cada vez mais críticos, profundidades, temperaturas, corrosão, etc (TENARIS HYDRI, 2018).

Na Tabela 1, encontramos alguns tipos de roscas do mercado, assim como, as roscas padronizadas da API.

Tabela 1. Modelos de roscas API e PREMIUM.

	TIPO DE ROSCA	NORMA APLICADA
API	<i>Round, Butress, Extreme Line</i>	API 5B:2008
PREMIUM	<i>Blue, Hydril, TMS, SEC, NKK</i>	PROPRIETÁRIA
	<i>Atlas Bradford, Hunting Interlock</i>	PROPRIETÁRIA SOB LICENÇA

Fonte: TENARIS CONFAB (2013).

Porém, como pode ser observado na Tabela 2, a utilização das roscas API está restrita a certas condições de poços de petróleo e poços de gás em terra (*onshore*) com limite de profundidade e pressão de fundo de poço (WITTEMBERGHE,2011).

Tabela 2. Condições de aplicação das conexões API e PREMIUM.

POÇOS DE GÁS	OFFSHORE	CONEXÕES PREMIUM	
	ONSHORE	CONEXÕES PADRÃO API	
POÇOS DE PETRÓLEO			
PROFUNDIDADE DO POÇO [km]		3,0	6,0
PRESSÃO DO POÇO [bar]		275	550

Fonte: Adaptado de WITTEMBERGHE (2011).

As conexões *premium* vêm preencher a carência imposta pelos desafios em águas profundas, garantindo maior integridade estrutural, maiores resistências à corrosão e à fadiga, apresentando certa intercambialidade com as roscas API.

Para dada obra, a forma como este produto será produzido, se na forma standard, através das normas API ou se será uma conexão *premium*, vai depender da aplicação do produto e das tratativas entre o comprador e vendedor da obra.

2.8.1 Tipos de roscas, características de aplicação.

As conexões *Long Thread Conexion-LC* e *Short Thread Conexion SC*, apresentam a rosca na forma de “V” arredondada com ângulo de abertura de 60° com 8 fios por polegada como já mencionado. Segundo a OEA Consulting, as roscas arredondadas com perfil V, *LC* e *SC* foram as primeiras a serem normalizadas entre os fabricantes e, como os poços eram mais simples, cumpriram e ainda cumprem perfeitamente sua função nestas condições. Ainda, segundo a mesma empresa, as linhas constituídas com este tipo de roscas, principalmente a *LC*, apresentam elevada resistência a ruptura, elevada confiabilidade, boa performance quanto a vedação e elevada eficiência da junta. Por outro lado, estas roscas apresentam dois problemas principais: propensão à ocorrência de falhas devido ao arrancamento (*joint pull-out*) da junta causada pelo estreitamento da rosca, ângulo de conexidade da rosca ou *taper* e a eficiência da junta se encontrar abaixo de 100%, reduzindo a resistência à tração da coluna de revestimento, limitando o comprimento da coluna.

Para resolver estes problemas, criou-se a rosca *BUTRESS*, conhecida como *BC*, pela norma. Os principais aprimoramentos introduzidos foram a modificação do perfil V, da rosca *round*, para um perfil quadrado e o aumento do comprimento de contato de rosca – área resistente – entre o pino e o *box* da conexão. Estas modificações resultaram na redução significativa do risco de falha por arrancamento da rosca (*joint pull-out*), além de aumentar a eficiência do travamento da rosca para 100%. Com isso maiores comprimentos de coluna são possíveis de serem fabricados (OEA Consulting, 2018).

Assim como acontece com as conexões *Round*, as conexões *Buttress* também necessitam de um composto, que preencha os espaços vazios entre a raiz da rosca e a sua crista, de modo a propiciar a vedação do sistema. Este mecanismo de vedação limita sua capacidade de vedação na aplicação com gases a alta pressão $p_{m\acute{a}x} \leq 500 \text{ psi}$ (3,5 MPa) e com fluidos de baixa viscosidade com sólidos em suspensão (OEA Consulting, 2018).

Para resolver o problema de vedação, foram criadas as roscas *Extreme Line Conexion-(XC)*. Além das vantagens introduzidas pelas roscas *Butress*, este novo conceito de rosca introduziu uma área frontal de vedação metal com metal permitindo aplicações com gases à pressões elevadas, além do que, permitiu a execução da chamada junta integral que constitui a possibilidade da união entre tubos sem o acoplamento, reduzido o comprimento da junta pela metade (OEA Consulting, 2018).

A par das vantagens adquiridas com as *Extreme Line Conexion-(XC)*, pelo menos duas desvantagens podem ser citadas: Devido à maior precisão dos ajustes dimensionais para garantir a vedação, estas juntas necessitam de lubrificação para serem montadas e desmontadas, se for o caso. Portanto, por exemplo, em montagens *off shore*, sobre plataforma marítima, é necessário criar procedimentos, para estocagem, transporte, ferramentas, limpeza e segurança para a aplicação destes componentes de lubrificação, no local da montagem de interligação dos tubos, constituindo um trabalho logístico complicado, custoso e com riscos de acidentes. Os pontos citados redundam em uma menor eficiência produtiva na montagem das linhas com consequente aumento no tempo de montagem e dos custos operacionais. (TENARIS HYDRIL, 2016).

Uma outra desvantagem consiste no fato que os tubos devem possuir uma espessura de parede mais espessa na sua extremidade, o que restringe o diâmetro interno da coluna de revestimento.

O foco deste tipo de montagem, com tubos roscados, está na rapidez de execução dos trabalhos, na diminuição dos riscos na montagem, na melhoria da segurança operacional minorizando a probabilidade de falhas em operação em toda linha montada (TENARIS HYDRIL, 2016).

No passado, os pontos de conexões nas linhas eram os mais fracos comparados com o material do corpo do tubo. Nos nossos dias, entretanto, devido às novas técnicas de projetos e análises computacionais aliados às novas técnicas de fabricação, novos materiais e processos de soldagem, estes pontos de união se tornaram tão o mais resistente que o próprio corpo do tubo, ainda assim, a par do aumento de qualidade e resistência, estima-se que 90% das falhas ainda ocorram nos pontos de conexões (MIRIYEV, 2014).

Estas linhas de tubos e conexões estão submetidas a vários tipos de solicitações, desde as inerentes aos processos de perfuração, desenho e produção do poço, como as devidas à formação geológica, ambiente corrosivo e temperatura local provocando, pressões internas e externas, corrosão, torção e flexão em todo o sistema além de, forças axiais devido ao peso de toda a linha. Este conjunto de solicitações se combinam entre si conduzindo a um sistema

complexo de solicitações implicando um verdadeiro desafio para a engenharia mecânica e de materiais no desenvolvimento de um produto que possua vida útil adequada, estabilidade mecânica e a estanqueidade requerida para todo o processo (TENARIS HYDRIL, 2016).

Segundo a DAVON ENERGY COOPORATION, as conexões representam menos que 3% do comprimento total de revestimento de um poço, porém, apresentam um custo significativo, entre 10% a 50% do custo total dos tubos destinados ao revestimento do poço (DAVON ENERGY, 2021).

Tubos com conexões podem ser standards, sendo fabricados dentro da norma API RP5C6,2012, para tubos soldados em conectores, juntamente com as normas API 5B,2008, que traz as especificações técnicas e parâmetros geométricos dos elementos da conexão, e a norma API/TR 5C3,2018 que apresenta as equações para o dimensionamento do conjunto tubo e conexões para aplicação.

Normalmente como os desafios nesta área têm sido grandes, as conexões *Premium* passaram a ter um papel relevante justamente pela possibilidade de se implementar os desenvolvimentos e agregar qualidades e características de resistência mecânicas e químicas necessárias à cada aplicação (TENARIS, 2012).

Pode-se dizer que as respectivas normas API fornecem as orientações básicas necessárias sobre o projeto, construção e os controles na produção de conectores e sobre estas, os fabricantes introduzem suas experiências e pesquisas para as condições de cada tipo de poço que se deseja trabalhar, implementando estas especificações.

Em vista do sobre dito, conclui-se que, procura-se um produto que possua a qualidade necessária aliada à segurança e vida útil operacional e que possua um custo adequado à toda aplicação.

Entre todos os processos industriais utilizados na produção de um tubo soldado à conectores, temos o tratamento térmico para alívio de tensões residuais, que é executado após a soldagem circunferencial dos conectores às extremidades do tubo o qual é recomendado pela norma API RP 5C6,2012 e pela ASME B31.8,2016 e se o tubo que compõe o conjunto é fabricado através da norma ASTM A 672,2004 este, antes, segundo a norma e, antes de tudo, deve ter sido submetido ao tratamento térmico de alívio de tensões por inteiro para fazer parte constituinte desse novo produto – tubo com conectores.

2.9 TRATAMENTO TÉRMICO PARA ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS.

O tratamento térmico para alívio de tensões está inserido nos processos de recozimento, no qual um material é exposto a uma temperatura elevada durante um período de tempo prolongado e a seguir resfriado lentamente. Os processos de recozimento também são empregados para eliminar o encruamento causado por trabalhos de conformação, recuperando características como ductilidade, tenacidade e dureza permitindo que o mesmo possa receber mais deformação sem que ocorram a nucleação de trincas e o seu rompimento, como também, é empregado quando se deseja melhorar as características mecânicas de determinada peça ou estrutura pela produção de uma determinada microestrutura. (CALISTER, 2008).

No caso do processo de recozimento para alívio de tensões a estrutura ou peça é aquecida até valores de temperatura próximos à temperatura de transição de 723°C. Nos tratamentos para alívio de tensões aplicados em tubos de aço API ou ASTM, por exemplo, as peças são tratadas à temperatura de 690°C (ASTM A 672).

A temperatura de patamar do tratamento, assim como, o tempo de permanência neste patamar de temperatura, são os parâmetros relevantes deste processo que irão influenciar todos os mecanismos de alívio de tensões e a possibilidade da ocorrência de segregação, aglomeração e precipitação de átomos intersticiais de carbono e nitrogênio, que irão influenciar as propriedades mecânicas da peça tratada (BASTOS, 2011).

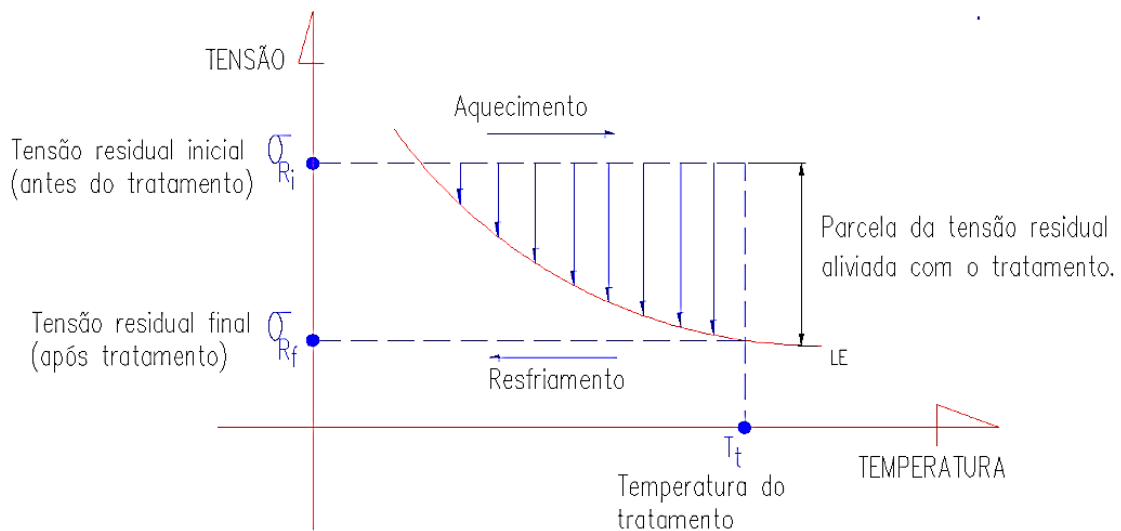
Este tratamento normalmente é executado em um forno para tratamento térmico, onde a estrutura é convenientemente posicionada, as temperaturas controladas sendo totalmente tratada, podendo, também, ser executado no chão de fábrica em partes da estrutura, através de aquecimento localizado produzido através de resistências elétricas, com controles de aquecimento e temperatura e mantas de proteção térmica conveniente posicionadas sobre o local a ser tratado, porém dependendo da estrutura a ser tratada, o controle das temperaturas de tratamento pode ser dificultado (HIROHATA M.; NOZAWA S.; JÁRMAI K.; 2021).

Tanto num caso como no outro, o tratamento consiste em elevar a temperatura, até que seja alcançada a estipulada para o tratamento, através de uma taxa de aquecimento horária adequada às dimensões e ao formato da peça metálica de maneira que, distorções dimensionais não sejam introduzidas na estrutura em tratamento devido a um gradiente de temperatura inadequado. Uma vez na temperatura de tratamento, a estrutura é mantida pelo tempo necessário a que todas as regiões, interna e externa à estrutura, alcancem a temperatura do tratamento. Em seguida a peça é liberada para resfriar na temperatura ambiente em lugar com ar tranquilo, com uma taxa de resfriamento lenta, até à temperatura requerida, normalmente de

300°C ou menor, que permita a continuidade dos processos produtivos (CALISTER, 2008) (ESAB, 2022).

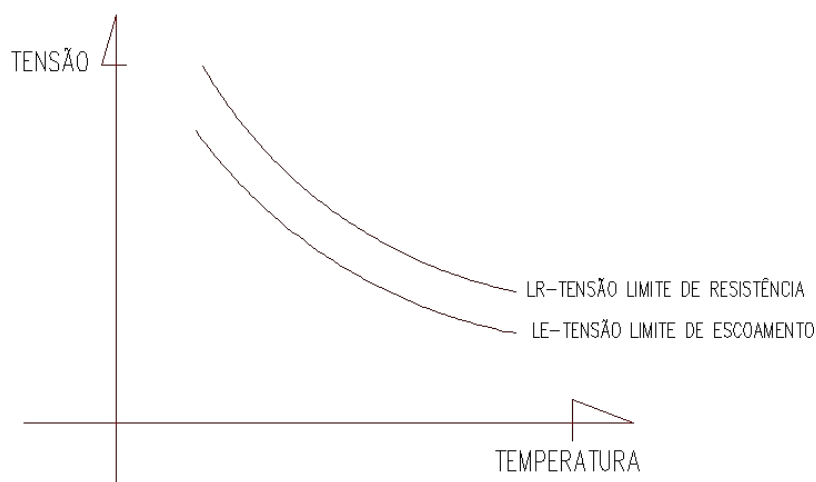
O alívio de tensões, por tratamento térmico, ocorre devido ao fato de que a temperatura do tratamento promove a diminuição das tensões limite de escoamento e limite de resistência permitindo que o material deforme sob valores de tensões mais baixos. Como as tensões residuais se situam próximas à tensão limite de escoamento, a diminuição deste implica na ocorrência de uma deformação plástica devido à ação das tensões residuais, que neste momento, as ultrapassa em valor, Figura 27. Ocorrendo esta deformação, ocorre também o alívio. O gráfico da Figura 28 ilustra a dependência das tensões limite de escoamento e limite de resistência com a temperatura (ZEEMANN, 2003).

Figura 27. Parcela da tensão residual aliviada com a temperatura de tratamento.



Fonte: adaptado de ZEEMAN (2003).

Figura 28. Variação do limite de escoamento e de resistência versus temperatura



Fonte: adaptado de ZEEMAN (2003).

A taxa de aquecimento, o tempo de exposição da peça, assim como a temperatura de tratamento, e taxa de resfriamento são parâmetros importantes a serem levados em conta no planejamento do tratamento de alívio de tensões. Para os aços, como já destacado, o tratamento ocorre em temperaturas abaixo da zona crítica, entre 550° C a 700°C com tempo de exposição dependente das dimensões da estrutura. Alcançada a faixa de temperatura indicada, normalmente adota-se um tempo de exposição de uma hora para cada 25 mm ou uma polegada (25,4 mm) de espessura da peça a ser tratada, sendo posteriormente, resfriada ao ar tranquilo com numa taxa de resfriamento lenta até a temperatura de 300°C. (ESAB, 2022).

O tratamento térmico de alívio de tensões aumenta a ductilidade na região da solda, diminui a dureza tanto da zona fundida quanto da zona termicamente afetada; elimina a distorção na estrutura soldada; aumenta a resistência à fadiga e aumenta a resistência à corrosão sob tensão (CALISTER, 2008).

O alívio de tensões se faz necessário em aços trabalhados a frio ou soldados com elevado teor de carbono equivalente (elevado teor de elementos de liga); peças que apresentam espessuras elevadas e peças submetidas a carregamentos cíclicos.

Para as peças em aço trabalhadas a frio, quando soldadas as zonas termicamente afetadas, adjacentes à solda, podem sofrer alterações em sua microestrutura e nas suas propriedades devido a recristalização e crescimento dos grãos com a consequente diminuição da resistência, dureza e tenacidade. Neste caso o tratamento de alívio de tensões, atuando acima da temperatura de recristalização da ferrita que é de 550°C tende a promover a difusão de atômica do ferro para regiões de menor energia induzindo o alívio de tensões nestas regiões (COLPAERT,1974) (CALISTER, 2008).

Para os aços com elevado teor de elementos de liga, aços resistentes a fluência ligada ao cromo e ao molibdênio e os aços com médio teor de carbono, como o ABNT 4130, ABNT 4140, ABNT 4340, ABNT 4160, entre outros, os quais são normalmente empregados na construção dos conectores que são soldados aos tubos API, o tratamento de alívio de tensões atua como fator de revenimento da estrutura martensítica, de maior volume e frágil, que surge devido ao rápido resfriamento das regiões da solda (ESAB, 2005) (CUNHA, 2019).

No caso de tubos soldados a conectores, como as peças são robustas com espessuras elevadas, as distorções são pequenas e as tensões residuais surgem devido ao processo de soldagem como já descrito anteriormente. Os múltiplos passes de solda e os respectivos resfriamentos heterogêneos promovem certo travamento da estrutura soldada impossibilitando a expansão livre dos materiais aquecidos, promovendo tensões de tração e compressão entre os cordões de solda e na zona termicamente afetada, como também na direção da espessura da peça. Por outro lado, as elevadas dimensões das peças promovem elevado gradiente térmico entre a zona de solda e as termicamente afetadas favorecendo a formação da estrutura martensítica, como já detalhado anteriormente (ESAB, 2005) (CUNHA, 2019).

Dependendo da estrutura construída, as respectivas normas definem os parâmetros como taxa de aquecimento e resfriamento, temperatura do tratamento para o alívio de tensões e tempo em tratamento.

Pela norma ASME, seção VIII divisão 1, estes parâmetros são definidos levando em consideração as dimensões da estrutura, suas características construtivas e tipo de material utilizado.

Já a norma para a construção de tubos soldados API 5L quando solicita o tratamento térmico para alívio de tensões, solicita que seja executado através de procedimento documentado qual pode ser confeccionado apoiado na norma ASME. Já a norma ASTM A 672, também de fabricação de tubos, recomenda que a temperatura de tratamento esteja compreendida entre 590°C a 680°C, podendo os demais detalhes serem obtidos de normas específicas como a ASME (API 5L, 2004) (ASTM A 672).

A norma ASME indica os procedimentos de alívio de tensões após os processos de soldagem na seção VIII divisão 1 os quais dependem das características construtivas do equipamento, suas dimensões e material. A norma especifica as regras para construção de vasos de pressão e devido a isso, relaciona o tempo de permanência da peça, na temperatura de tratamento, com relação a sua espessura, o que é muito conveniente com relação ao tratamento térmico de tubos (ASME BPVC VIII-1, 2019).

No caso de tubos em aço carbono micro ligados ao nióbio, titânio e vanádio, tubos API, a norma ASME recomenda o tempo de 1 hora por cada polegada (25,4 mm) de espessura até espessuras de 2 polegadas (50,8 mm) e para espessuras inferiores a 1 polegada, frações deste tempo sendo o menor tempo empregado de 15 minutos (ASME BPVC VIII-1, 2019).

Estruturas de máquinas complexas soldadas, como prensas hidráulicas e mecânicas, fabricadas em aço carbono ASTM A36, normalmente são tratadas para alívio de tensões em entre 500°C a 600°C, com tempo de permanência que está associado à forma estrutural e às espessuras das chapas que compõe a estrutura.

Normalmente as regiões de solda nas estruturas tendem a apresentar valores resistência mecânica, tensão de tração e de escoamento, assim como, valores de tenacidade ao impacto maiores na condição como soldada quando comparada com estes mesmos valores obtidos após o tratamento térmico de alívio de tensões. Os catálogos dos fabricantes dos insumos de soldagem indicam estes valores de tensão e energia ao impacto, antes e depois do tratamento, para cada tipo de consumível especificado (LINCOLN ELECTRIC, 2019).

Eletrodos revestidos contendo cromo e molibdênio, tais como o E8018-B2 e E9018-B3, são classificados pela norma AWS A5.5 na condição após Tratamento Térmico de Alívio de Tensões. O eletrodo E8018-B2, por exemplo, tem um requisito de limite de resistência mínimo de 550 MPa após alívio de tensões a 690°C por uma hora. Contudo, na condição como soldado, o limite de resistência pode chegar até 825 MPa (ESAB, 2005).

Para tratamento térmico de alívio de tensões de tubos ASTM, estes devem ser aquecidos uniformemente em fornos de tratamento térmico à temperatura de 590° C a 680° C, devendo ser mantido nesta temperatura por uma hora por polegada de espessura. A norma não especifica o local de resfriamento sendo, porém, normalmente resfriado ao ar tranquilo (ASTM A 672).

Na norma ASTM A 672, os tubos são classificados em graus e classes. Os graus dos tubos correspondem ao tipo de aço utilizado na sua fabricação, implicando nas características mecânicas de resistência e rigidez e, as classes correspondem ao tipo de tratamento térmico que os tubos devem ser submetidos durante a sua fabricação, levando em consideração os processos de fabricação posteriores a que poderão ser submetidos, como: radiografia da solda e teste hidrostático de pressão.

Segundo a mesma norma, os tubos, dependendo do grau e classe considerados, poderão ser submetidos a tratamentos térmicos de: alívio de tensões, normalização, normalização e têmpera e têmpera com revenimento. A norma lista estes procedimentos, relacionados aos processos de radiografia e teste hidrostático a que poderão ser submetidos, assim como invoca o item da mesma norma, que detalha o processo.

A referida norma informa, também, as temperaturas para cada tratamento térmico recomendado para cada grau de tubo e respectiva especificação. No caso para todos os graus de tubos, as temperaturas recomendadas para o alívio de tensões pós soldagem se situam entre 590°C e 680°C.

Neste caso, para o tubo soldado ao conector, objeto da análise neste trabalho, a peça deve ser submetida à temperatura, para alívio de tensões, de 590 °C, permanecendo, nesta temperatura, 1,5 (uma hora e trinta minutos) horas com tempo de resfriamento aproximado de sete horas.

Para tubos produzidos no sistema TMPC, como é o deste caso, o tubo API 5L X80M, cujo processo produtivo e composição química foram desenvolvidos para a obtenção de uma microestrutura refinada de elevada resistência mecânica, elevada tenacidade à fratura e uma maior resistências aos fenômenos oriundos da corrosão em ambiente *Sour*, contendo H₂S, o tratamento térmico para alívio de tensões, posterior à soldagem dos conectores ao tubo, pode vir a constituir um problema de redução destas propriedades na região soldada, inclusive com possível redução de 10% a 14% no valor limite de escoamento das peças (GROENEVELD, 1992).

O processo de alívio de tensões térmico não altera a microestrutura do material, mas promove uma redução de sua dureza e do limite de escoamento, cuja ocorrência provável está nos processos de recuperação, que começam acontecer nestas faixas de temperatura, induzindo a difusão de átomos na rede cristalina, auxiliando o movimento das discordâncias com consequente redução de sua densidade. Este fenômeno ocorre com maior intensidade em aços encruados ou trabalhados a frio, como neste caso, em que o tubo, que constitui o conjunto tubo e conectores deste trabalho, é conformado no processo UOE a partir de e uma chapa de aço obtida através de laminação controlada com resfriamento acelerado (GROENEVELD, 1992).

Por outro lado, a redução destas características mecânicas – dureza e resistência - permitem avaliar a ocorrência ou não do alívio de tensões térmico (CALISTER, 2008).

O tratamento térmico é efetivo no alívio das tensões residuais, porém apresenta certas desvantagens e limitações como: a) O processo envolve um longo tempo de execução aliado a um elevado consumo de energia, representando um fator de custo e tempo de produção considerável em todo o processo; b) pode promover a descarbonetação superficial da peça requerendo um posterior retrabalho na sua remoção; c) não é recomendado para peças tratadas termicamente, pois poderia remover os benefícios do tratamento anterior; d) Apresentar a dificuldade de se tratar peças de grandes dimensões, uma vez que, os fornos de tratamento térmico possuem limites dimensionais (KWOFIE, 2009).

O seu uso também é restrito a estruturas homogêneas. O fabricante poderá deparar com outros custos indiretos, se não houver um forno adequado disponível no local, resultando em transporte e outros custos de manuseio, assim como em perda adicional de tempo (ENERGYARC, 2014).

2.10 A TÉCNICA DE VIBRAÇÃO MECÂNICA APLICADA PARA ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS.

Nas últimas décadas, processos de tratamento por vibração têm sido aplicados em vários tipos de estruturas metálicas soldadas, fundidas ou conformadas a frio, com o objetivo de melhorar suas propriedades mecânicas (GOVINDARAO *et al.*, 2012).

O alívio de tensões por vibração teve início antes de 1950, quando a Marinha dos Estados Unidos e da defesa alemã usavam vibrações harmônicas, também chamados de vibrações ressonantes, para testar cascos de barcos metálicos e asas de avião (BONAL, 2008).

A energia vibracional induzida tem sido usada para se obter três vantagens principais em metais, sendo:

- Redução de distorção durante a usinagem;
- Redução de distorção ao longo do tempo;
- Redução de trincas nas soldas ao longo do tempo (aumento da vida útil).

Tais vantagens são idênticas às obtidas por tratamento térmico convencional (HEBEL, 1985).

O custo dos equipamentos envolvidos, a energia empregada no trabalho, assim como, o tempo de tratamento são extremamente baixos quando comparados ao processo tradicional de alívio de tensão por tratamento térmico, além de não trazer nenhum dano ao meio ambiente (ZHANG, 2020).

O processo de alívio de tensões residuais por vibração pode ser executado através de vibração ressonante ou harmônica, ou seja, executada na frequência natural do conjunto a ser tratado, ou através de vibração sub ressonante ou sub harmônica, com vibrações logo abaixo da frequência natural do conjunto (HORNSEY, 2011).

O Alívio de Tensões por Vibração VSR (*Vibratory Stress Relief*), segundo Zhang, 2020 consiste no método mais promissor para a promoção do alívio de tensões residuais, no qual as peças tratadas são excitadas às frequências ressonantes ou sub-ressonantes através de um conjunto motorizado acionando uma massa excêntrica, o qual é montado sobre a peça a ser tratada.

Yang, 2008, através de simulação com elementos finitos, mostrou que tanto a vibração sub ressonante, como ressonante são capazes de promover o alívio de tensões em estruturas sendo que, nas vibrações sub ressonantes o alívio de tensões é extremamente dependente da amplitude imposta à peça mais do que o tempo de vibração a qual está submetida, pois nesta condição, a amplitude de vibração é constante em todo o processo. Já no processo ressonante as amplitudes de vibração são amplificadas sendo assintóticas, acompanhadas de uma redução devido a um amortecimento natural do conjunto. Neste caso, o tempo em vibração ressonante se torna o parâmetro mais importante, pois, se esse for excessivo, a peça pode vir a danificar-se por fadiga.

O processo VSR pode ser utilizado após os processos causadores de tensões residuais terem sido executados como, por exemplo, depois de um processo de soldagem. Ou o processo VSR pode ser executado enquanto o processo de soldagem está acontecendo. Neste caso, dá-se o nome de processo de vibração na condição de soldagem ou VWC (*Vibratory Weld Conditioning*).

Sun, 2003, estudando o alívio de tensões em juntas soldadas de chapas de aço de baixa liga alta resistência, verificaram que o tratamento de alívio de tensões por vibração ressonante reduziu as tensões residuais ao mesmo nível do processo de tratamento térmico, normalmente empregado nestes casos, concluindo que as amplitudes, oriundas do processo de vibração, constituem o motor principal deste processo, como também, que a posição do indutor de vibrador sobre as peças é um fator muito importante para que estas amplitudes aconteçam a contento.

Zhao, 2008, procurando explicar o processo de alívio de tensões por vibração através de modelamento por FEM, utilizando o software MSC Mark, tratando peças de alumínio 7075 soldadas submetidas à vibração senoidal, mostraram que tanto o alívio de tensões por vibração ressonante como o sub ressonante promovem o alívio de tensões, porém, o alívio de tensões sub ressonante é extremamente depende do valor da amplitude imposta nos testes, enquanto que, o alívio de tensões por vibração ressonante é dependente da frequência selecionada e do tempo em processo. Mostrou também, que a chave para o alívio de tensões ocorrer é a correta amplitude obtida na região desejada para o alívio.

Qinghua, 2006, utilizou o processo VWC (*Vibratory Weld Conditioning*) para melhorar as condições de válvulas soldadas em tubulações de grandes dimensões visando diminuir travamentos, danos nos elementos de vedações, causados pelos tratamentos térmicos antes utilizados, e diminuir as tensões residuais nas regiões de solda.

Ebrahimi (2019), estudando o alívio de tensões de estruturas de aço soldadas de topo, por vibração mecânica simularam a junta através de elementos finitos FEM, e calcularam e ajustaram o valor das tensões residuais a partir da medição física destas mesmas tensões. O alívio de tensões por vibração foi modelado utilizando a frequência de vibração de 95% da frequência natural da peça e verificaram elevada efetividade do processo de vibração na remoção das tensões residuais longitudinais em até 80%, reduzindo, também, drasticamente as tensões residuais na região da solda.

Hanjun (2020), trataram corpos de prova de liga de alumínio 7075 por alívio de tensões através dos processos térmico-vibratórios TVSR (*Thermal Vibratory Stress Relief*), alívio de tensões térmico TSR (*Thermal Stress Relief*) e alívio de tensões por vibração VSR (*Vibratory Stress Relief*). Modelos de elementos finitos (MEF) considerando os efeitos de relaxamento de tensões e cargas de vibração periódicas transitórias foram propostos para simular o processo TVSR, TSR e VSR. As tensões residuais antes e depois dos processos foram medidas e comparadas, e a eficácia dos modelos de MEF foi validada. Microscopia eletrônica de varredura (MEV) e microscopia eletrônica de transmissão (MET) foram usadas para observar a microestrutura e o deslocamento do cristal, respectivamente. Os resultados mostram que o TVSR foi mais eficaz na redução das tensões residuais em 20,43% e 38,56% quando comparado aos processos TSR e VSR, respectivamente. Também, descobriram que o TVSR não influencia o tamanho do grão, mas aumenta a densidade de discordâncias.

O tratamento VSR é versátil, consumindo uma fração da energia empregada nos tratamentos térmicos para o mesmo fim; não produz nenhum dano no componente a ser tratado; podendo ser executado em qualquer fase do processo de fabricação, inclusive durante os processos de soldagem dos componentes da estrutura; pode ser aplicado em um conjunto de peças soltas de tamanho reduzido como também, em grandes estruturas, sendo que nestas, o tratamento podendo ser aplicado por partes, ou na estrutura como um todo e de uma só vez (ENERGYARC, 2022).

O processo VSR promove uma força externa dinâmica, cíclica que, aplicada sobre a estrutura ensaiada, promove movimento de oscilação na mesma. A resposta dinâmica deste sistema, sob vibração, irá depender de: (a) da força dinâmica aplicada, originária da vibração; (b) da frequência de vibração – ação desta força dinâmica; e (c) da capacidade de amortecimento do sistema. Estes fatores irão determinar a magnitude dos ciclos de tensão e deformação induzidos no componente (KWOFIE, 2009).

No processo, a interação desta tensão cíclica, gerada pela vibração, e a tensão residual, resultam em uma condição de tensão e carga cíclica tendenciosa com preponderância das

tensões residuais. No ciclo de tensão deformação aplicado (VSR), quando a resposta local, à interação com as tensões residuais, é elástica, uma vez removida a ação dinâmica externa, o material irá reter as propriedades mecânicas originais não apresentando o alívio das tensões residuais esperado. Porém, se a resposta ao ciclo de tensão-deformação aplicado localmente é elasto-plástico, o comportamento tensão-deformação já não é mais linear apresentando uma histerese final, quando da remoção desta tensão cíclica devido à vibração. Esta resposta inelástica ou plástica do material mostra ser a força motora para a remoção ou redução das tensões residuais no processo VSR (KWOFIE, 2009).

O período, dos tratamentos por vibração, é curto com frequências de excitação variando entre 10-230 Hz, com tempo de tratamento de aproximadamente de 30 minutos, dependendo do material da peça, do seu peso e da complexidade da estrutura a ser tratada. Para peças em aço, dependendo da estrutura, essa frequência se situa entre 50 e 125 Hz (PUCKO; GLIHA, 2006).

Muitos pesquisadores concordam que, o mais importante parâmetro do processo VSR, é a amplitude da vibração alcançada, para que o ciclo de tensão-deformação, oriundo do processo VSR, alcance o seu valor adequado. Caso este fato não ocorra, as tensões residuais não são removidas ou não sofrem diminuição significativa (SUN, 2003) (WANG, 2012).

Para que ocorra o alívio das tensões, as tensões geradas no processo vibratório devem somar-se a estas e superar a tensão limite de escoamento local, promovendo o escoamento do material e a redução da densidade de discordâncias local, com a redistribuição das tensões residuais remanescentes e consequente relaxamento da peça. Caso essa interação de tensões não supere à tensão de escoamento do material, o que corresponde a dizer que, a somatória das tensões aplicada e residual redunde em uma tensão no campo elástico do material, não ocorre o alívio de tensões ou a sua redução não é significativa. As vibrações ressonantes se mostram ser mais efetivas neste objetivo (SUN, 2003) (WANG, 2012).

Ensaio de vibração mecânica ressonante, para alívio de tensões, foram aplicados em chapas de aço estiradas a frio, em chapas de aço laminadas a quente e em chapas de liga de alumínio na frequência de 63 Hz e foi verificado a ocorrência do alívio de tensões todos os espécimes. Os ensaios mostraram, também, que o processo de alívio de tensões por vibração ressonante depende mais das amplitudes de vibração do que da frequência de ressonância utilizada e que existe um valor limite para as vibrações abaixo do qual não ocorre o alívio de tensões (DAWSON; MOFFAT, 1980).

Porém, o processo VSR não depende apenas da amplitude referente à frequência utilizada, dependendo, também, de outros fatores como: a forma da onda e do modo de vibração, como

também, da estrutura cristalina e da textura do material que está sendo submetido ao processo VSR etc. (C.W. KUO, 2008) (W. WU, 2000) (WANG, 2012).

Os mecanismos nos quais se dá o alívio de tensões em peças, tanto pelo processo de recozimento como através dos tratamentos por vibração, ocorre através de mecanismos de deformação plástica, usualmente na forma de processos de micro plastificação intragranular através dos deslocamentos de segmentos individuais de discordâncias de uma região de alta energia para outra de baixa energia. O monitoramento destas alterações na microestrutura do material de forma qualitativa e quantitativa foi realizado através de difração por raio X, que analisa a dependência angular da intensidade de um feixe de raios difratado do material, unida a uma complexa sequência de Fourier desenvolvida por Warren e Averbach, para o cálculo dos coeficientes de correção dos feixes de raios difratados classificando-os em dois grupos sendo: o feixe de raios provenientes de regiões finitas com difrações coerentes, que fornecem informações sobre os retículos cristalinos e os sub grãos do material, dos feixes que fornecem informações sobre micro tensões oriundas de defeitos entre estas regiões e, também, das tensões agindo uniformemente em cada reticulo cristalino porém, diferindo entre si (WALKER, 1994).

Vários outros pesquisadores explicam o processo de alívio de tensões por vibração à associação das tensões residuais existentes às tensões produzidas pela variação de amplitude de vibração em pontos distintos sobre a peça tratada. Quando esta somatória de tensões excede a tensão de escoamento, o material plastifica diminuindo sua energia interna com a consequente diminuição e acomodamento das tensões residuais, sugerindo que o mecanismo de alívio ocorre devido ao deslocamento de discordâncias (LUH, HUANG, 1998) (WANG, 2012).

Através de estudos de modelamento por elementos finitos aplicados à chapas finas de aço baixo carbono submetidas ao alívio de tensões por vibração ressonante e sub ressonante, verificou-se que ambos os processos são capazes de promover o alívio de tensões, porém, no processo sub ressonante, a redução das tensões está mais associada à amplitude da vibração imposta à peça, do que do tempo em vibração na frequência aplicada pois, nesta condição, a amplitude de vibração é constante em todo o processo. Já, para a vibração ressonante, a frequência de ressonância e o tempo em processo são essenciais para a redução das tensões. Em ambos, porém, verificou-se que a frequência de vibração aplicada deveria estar próxima ou ser igual à frequência natural, frequência de ressonância, da estrutura (YANG, 2008).

Nas vibrações ressonantes, para uma determinada carga de excitação, ocorre um fenômeno cuja amplitude de deslocamento da peça forma um ciclo de amplificação e de-amplificação natural até alcançar um valor máximo correspondente ao modo da frequência natural aplicado, o qual produzirá tensões cíclicas, que irão interagir com as tensões locais

existentes, promovendo a plastificação pontual do material, causando o alívio das tensões ou, no limite, o rompimento da peça. Por outro lado, foi mostrado, também, que a carga de excitação adotada deve ser capaz de gerar as amplitudes de deslocamento na peça que sejam capazes de gerar as tensões necessárias para a execução do alívio de tensões. (YANG, 2008).

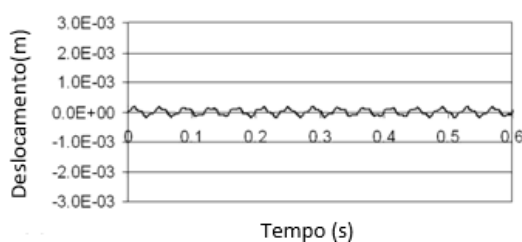
A Figura 29 ilustra os ciclos de carga de 100 N, inicialmente adotada, aplicados na extremidade de um cantiléver, em três frequências; 25,0 Hz; 74,3 Hz e 78,925 Hz, com os respectivos deslocamentos. Na frequência de 25,0 Hz, Figura 29a, as amplitudes são constantes para todos os ciclos subsequentes, com deslocamento máximo de 0,19 mm. Já nas frequências de 74,3 Hz, Figura 29b, sub ressonante e de 78,925 Hz Figura 29c, ressonante, ocorre os fenômenos de amplificação e de-amplificação da amplitude, produzindo um valor de amplitude de 0,17 mm, para o primeiro ciclo, para ambas frequências, e deslocamentos máximos de 1,8 mm, para a frequência sub ressonante de 74,3 Hz e de 2,7 mm, para a frequência de 78,925 Hz. Estes deslocamentos, não são capazes de promover o alívio de tensões na peça.

A Figura 29d mostra o fenômeno com uma carga de excitação de 1000 N e 10.000N na frequência ressonante, promovendo amplitudes de deslocamento de 28 mm e 41,2 mm respectivamente, sendo estas capazes de promover o alívio de tensões desejado na região de solda deste estudo. Este fenômeno possibilita a aplicação da vibração ressonante no alívio de tensões de grandes estruturas. Nesta condição, o tempo, em vibração ressonante se torna um fator importante a se considerar (YANG, 2008).

Figura.29. Efeito da carga nas frequências de teste.

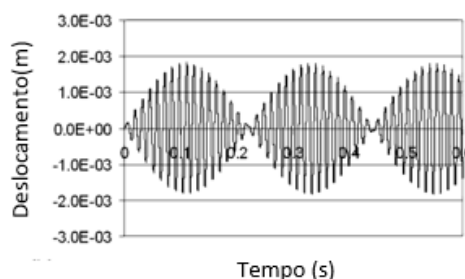
I. Efeitos com Carga = 100 N

a) $f = 25 \text{ Hz}$



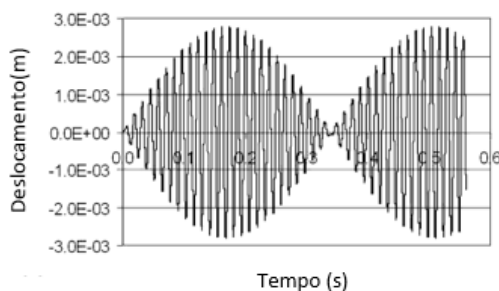
a) Amplitude constante de 0,19 mm.

b) $f = 74,3 \text{ Hz}$ (subressonante)



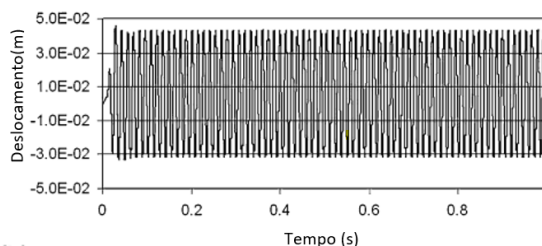
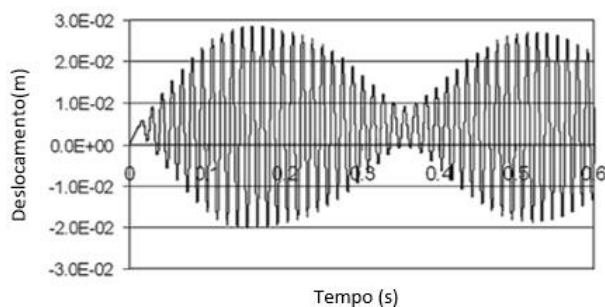
b) Amplitude amplificada. 0,17 mm para o primeiro ciclo. Máxima amplitude 1,80 mm

c) $f = 78,975 \text{ Hz}$ (ressonante)



c) Amplitude amplificada. 0,17 mm para o primeiro ciclo. Máxima amplitude 2,70mm

d) $f = 78,975 \text{ Hz}$ (ressonante) e Cargas de 1000 N e 10.000 N



Car. = 1000 N Máxima amplitude 28,0 mm

Car.=10000 N - Máx. amplitude 41,2 mm

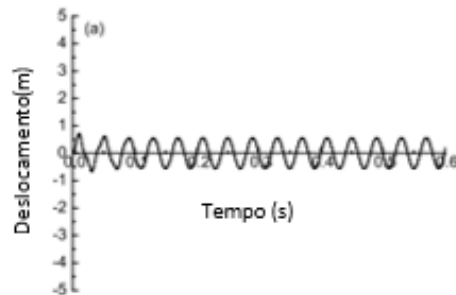
Fonte: YANG (2008).

Zhang, em trabalho semelhante ao anterior, através de elementos finitos aplicado a uma chapa em liga de alumínio 7075 soldada com largura de 80mm, espessura de 6mm e 300mm de comprimento, demonstraram que o processo VSR aplicado com frequências muito abaixo da frequência natural da peça, tem pouca eficácia no alívio das tensões residuais, porém quanto mais próxima a frequência utilizada da natural ou de ressonância da peça, mais o processo passa a depender da amplitude gerada do que propriamente da frequência utilizada. Já na frequência natural ou de ressonância a amplitude gerada é realimentada e amplificada sofrendo redução cíclica, por questões do amortecimento da estrutura, tendendo a um máximo em dependência da carga aplicada, o que permite maior eficiência na remoção das tensões residuais por outro lado, o tempo do tratamento, na frequência de ressonância se torna um fator importante pois, uma vez que seja excessivo ocorre a redução da vida em fadiga da peça levando à ocorrência de uma falha catastrófica (ZHANG, 2020).

Na Figura 30 é mostrado o processo de vibração nas frequências de 25 Hz, 70 Hz e 78,975 Hz para a peça em questão, a qual é presa em um cantiléver, através de uma das extremidades e em balanço, submetida a uma força de 10 N na extremidade livre.

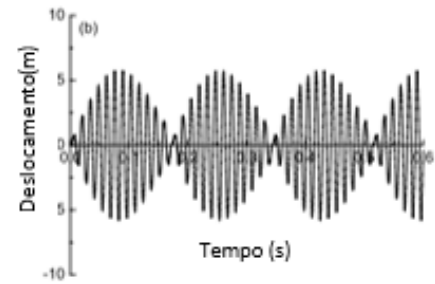
Figura 30. Efeito da frequência no deslocamento da peça submetida a uma carga cíclica de 10 N.

a) $f = 25 \text{ Hz}$



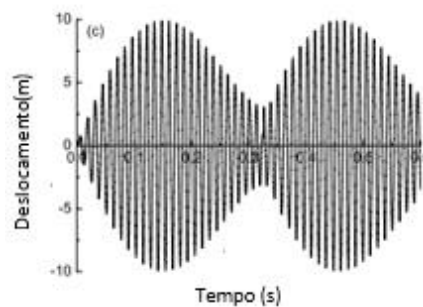
a) Amplitude constante de 0,71 mm

b) $f = 70 \text{ Hz (subressonante)}$



b) Amplitude amplificada - 0,78 mm para o primeiro ciclo. Máxima amplitude 5,77mm

c) $f = 78,975 \text{ Hz (ressonância)}$

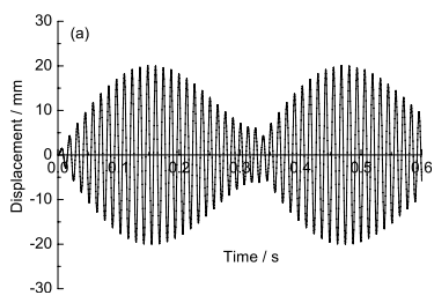


c) Amplificação da Amplitude 1,46 mm para o primeiro ciclo Máxima amplitude 9,87mm

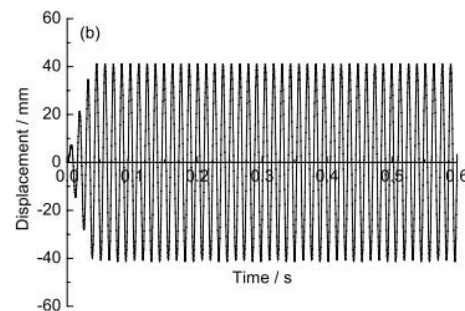
Fonte: ZHAO (2008).

Aumentando a carga de atuação para 20 N e 100 N, na frequência de ressonância, as respostas de amplitude são mostradas na Figura 31.

Figura 31. Efeito da carga na amplitude na $f = 78,975 \text{ Hz (ressonância)}$



a) Carga: 20 N
Máxima amplitude: 19,99mm.



b) Carga: 100N
Máxima amplitude: 41,26 mm.

Fonte: ZHAO (2008).

Com a carga de 10 N, segundo os autores, a amplitude gerada não seria suficiente para criar as tensões necessárias para promover o alívio de tensões na peça em questão. Aumentado o valor da carga as amplitudes alcançam os valores necessários para a produção das tensões necessárias para a promoção do alívio de tensões.

Hahn (2002) também estudando o efeito das frequências de ressonância e sub ressonantes através de elementos finitos, aplicadas em um cantiléver construído em liga de alumínio 6061-T6, verificou que, para um dado valor de tensão residual induzido no cantiléver, variando a frequência de pico de ressonância para valores sub ressonantes e mantendo fixa amplitude de excitação, encontrou os seguintes resultados: Na frequência de ressonância ocorreu 97,4% de alívio da tensão residual; na frequência equivalente a 99,55% da frequência de ressonância ocorreu 25,6% de redução, sendo que abaixo de 99,55% não ocorreu redução alguma nos valores das tensões residuais. Foi verificado, também, o efeito da amplitude de excitação no alívio do mesmo nível tensões residuais consideradas. Para isso ele considerou dois casos sendo excitados na frequência sub ressonante de 99,55%, anteriormente analisado, com amplitudes de 0,004 polegadas e 0,006 polegadas. Verificou-se que para o caso de maior amplitude ocorreu a maior redução das tensões residuais, correspondendo a 96,7 % de alívio e 26,5% para a menor amplitude.

Os tratamentos térmicos para alívio de tensões, como já abordado, possuem a tendência de reduzirem os valores de resistência mecânica e de energia ao impacto das regiões de solda.

Estudos procurando comparar essas características mecânicas em estruturas soldadas, tratadas termicamente e por vibração mecânica para alívio de tensões, verificaram que o tratamento de vibração não interferiu nos valores de resistência mecânica e de energia ao impacto os quais permaneceram os mesmos encontrados antes do tratamento, já o tratamento térmico promoveu redução dos valores de resistência mecânica e aumento do alongamento, com os valores de energia ao impacto não sofrendo alteração. Tanto num caso como no outro, as estruturas apresentaram redução dos valores de dureza o que mostrou a tendência na ocorrência do alívio de tensões (CRISI; MENDONÇA, 2004)

Dong (2022), estudando o efeito das tensões dinâmicas oriundas do processo VSR aplicado com frequências ressonantes em amostras de aço ASTM A36 e confrontando o estudo prático com o sistema modelado por elementos finitos, verificou que o alívio de tensões se intensifica conforme se intensificam as amplitudes de vibração, com o consequente incremento das tensões dinâmicas, sobre os pontos monitorados sobre a peça, ocorrendo, por outro lado, um incremento das tensões residuais, quando essas tensões dinâmicas excedem a valores limites.

Tatar (2021), estudando a influência do tempo e das amplitudes de cargas oriundas de processo de alívio de tensões por vibração ressonante, aplicados em aços inoxidáveis austenítico soldados, chegou as conclusões interessantes mostrando que as amplitudes das cargas são mais efetivas na realização do alívio de tensões do que o tempo do processo na respectiva vibração ressonante, evidenciando, por outro lado, que quanto maior o tempo na respectiva vibração ressonante, maior será a quantidade de tensões residuais aliviadas. O estudo mostrou, também, que, para peças em metais dúcteis, tanto o tempo para execução do alívio de tensões em vibração ressonante como a respectiva vibração ressonante, apresentam menores valores quando comparados à aplicação do tratamento em peças do mesmo material, só que, no estado encruado ou com maior rigidez.

Por outro lado, o alívio de tensões por vibração pode ser aplicado em conjunto com o tratamento térmico para alívio de tensões. Estudos revelam que a aplicação da condição vibracional prévia ao tratamento térmico reduz distorções durante a aplicação do mesmo, em aproximadamente 90 % (WANG, 2003).

Procurando evidenciar que o tratamento de alívio de tensões residuais por vibração pode vir a substituir o tratamento térmico, não só na redução dos picos das macro tensões residuais, mas também nas de fundo, de menor valor, Sun, trataram chapas finas de aços ARBL, soldadas com um posterior alívio térmico a 310°C derrubando os picos das tensões residuais para 100 MPa em seguida, aplicaram o tratamento para alívio de tensões por vibração ressonante, por dois minutos em dois locais do conjunto soldado: um, no centro do conjunto e o outro, na extremidade da chapa, reduzindo as tensões residuais a zero em vários pontos e nos de menor redução, $\pm 25\text{MPa}$, equivalendo a redução obtida com o tratamento térmico (SUN, ; SUN; WANG, 2003).

Por outro lado, alguns autores indicam a vibração sub ressonante como um meio mais seguro para o processo de alívio de tensões. A energia de vibração sendo induzida e absorvida no material através de uma frequência sub ressonante, logo abaixo do pico de amplitude harmônica, produz amplitudes que promovem o alívio de tensões sem trazer prejuízos à estrutura. Segundo o mesmo autor, vibrações na frequência harmônica ou ressonante, podem provocar deformações irreversíveis no material como, deformação plástica e fadiga (ZHANG, 2020).

Normalmente, aplicando vibrações na frequência de ressonância, em componentes metálicos, o componente fica submetido a grandes desvios de amplitude, e caso esta situação seja sustentada por longos períodos, pode vir a induzir uma falha no componente. Pesquisadores descobriram, no entanto, que se os componentes não viessem a falhar no teste nestas condições,

eles também não iriam falhar em serviço. Verificou-se também, que quando o componente estivesse sujeito a esta condição, ora as tensões residuais seriam removidas ora não, dependendo da amplitude dos deslocamentos, como já mencionado (PUCKO; GLIHA, 2006).

O processo de alívio de tensões ressonantes ou sub ressonantes pode ser aplicado no decorrer do processo de produção.

Pucko e Gliha utilizaram com sucesso vibrações sub ressonantes durante o processo de soldagem VWC (*Vibratory Welding Conditions*) a arco submerso SAW no estudo da tenacidade e da microestrutura de aços alta resistência e baixa liga ARBL soldados sob esta condição, de maneira a estabilizar e controlar o processo de soldagem, a poça de solda e os respingos (PUCKO; GLIHA, 2006).

Já Qinghua, Ligong e Chunzhen, baseando-se no processo VSR, aplicaram vibração sub ressonante VWC (*Vibratory Welding Conditions*) em processos de soldagem SAW de válvulas em tubos de aço A105 de grandes dimensões e espessuras com diâmetro externo de 813 mm com espessuras de 52 mm e 44 mm. A aplicação do processo VWC, reduziu consideravelmente as tensões residuais principalmente os seus picos nas regiões da solda e nas zonas afetadas pelo calor ZTA, não afetando os valores limite de escoamento e limite de resistência do material. A capacidade de absorção de energia ao impacto CVN aumentou em 21% na região do metal de solda, regredindo em 0,9% na ZTA, evidenciando dificuldade na explicação deste fenômeno. O processo VWC promove o refinamento dos grãos pela quebra constante dos dendritos na poça de fusão e na ZTA fragmentando as estruturas de *Widmanstatten*, melhorando as propriedades mecânicas do material na região de solda. Os parâmetros de vibração foram ajustados com a frequência vibratória entre 55 a 59 rps com aceleração de 6 m.s^{-2} . (QINGHUA, 2006).

Em pesquisa semelhante, aplicando vibração VWC (*Vibratory Welding Conditions*) sob condições no processo de soldagem SAW de tubos de grandes dimensões, com as mesmas dimensões anterior, os autores propuseram controlar o nível de tensões residuais, as distorções das peças, durante o processo de soldagem, e o refinamento do tamanho de grão, incrementando as propriedades mecânicas do material na região da solda. Para execução do processo de vibração foram estudadas várias acelerações entre 0; 0,3g; 0,6g; e 0,9g. A que mais se adequou foi a de 0,6g, a mesma utilizada nos trabalhos anteriores. A frequência vibratória foi calculada através das seguintes equações (XU, 2006):

$$a = A. \sin(\omega. t + \phi) \quad (5)$$

$$f = \frac{\omega}{2. \pi} \quad (6)$$

Sendo: a = *valor instantâneo da aceleração*; A = *valor máximo da aceleração*;
 f = *frequência de excitação* e ω = *velocidade angular*.

O processo reduziu as distorções radiais em aproximadamente 50% com relação à peça soldada sem o tratamento VWC, além de promover o refinamento dos grãos melhorando as propriedades mecânicas do material na região de solda (XU, 2006).

Os processos de vibração possuem diferentes mecanismos que conduzem ao alívio de tensões com relação aos processos térmicos para o mesmo fim. Portanto, os tratamentos de vibração, para este fim, não necessariamente substituem os tratamentos térmicos, pois cada um apresenta suas vantagens e desvantagens (HORNSEY, 2004)

Devido a isso, por se tratar de um processo de alívio de tensões rápido, e pela ausência de embasamento teórico a respeito do método, alguns engenheiros não se sentem à vontade em aceitá-lo como um tratamento viável.

A pouca utilização do processo de alívio de tensões por vibração VSR está na falta de uma compreensão profunda do fenômeno, na maneira de como avaliar se ocorreu ou não o alívio das tensões, resultando numa falta de confiança na ampla aplicação do processo. (WANG, 2012).

Por outro lado, o processo de vibração ressonante para alívio de tensões, foi aplicado em tubos schedule ASTM A 106 GRB, cujos resultados foram comparados com os apresentados pelo tratamento térmico para o mesmo fim. Verificou-se que o processo de vibração acompanhou os resultados do tratamento térmico nos ensaios de tenacidade ao impacto, promovendo maiores valores de tensão de tração e escoamento com relação aos produzidos pelo tratamento térmico, como também, promoveu a redução da dureza encontrada antes e depois do tratamento, acompanhando os resultados produzidos pelo tratamento térmico (CRISI, MENDONÇA, 2004).

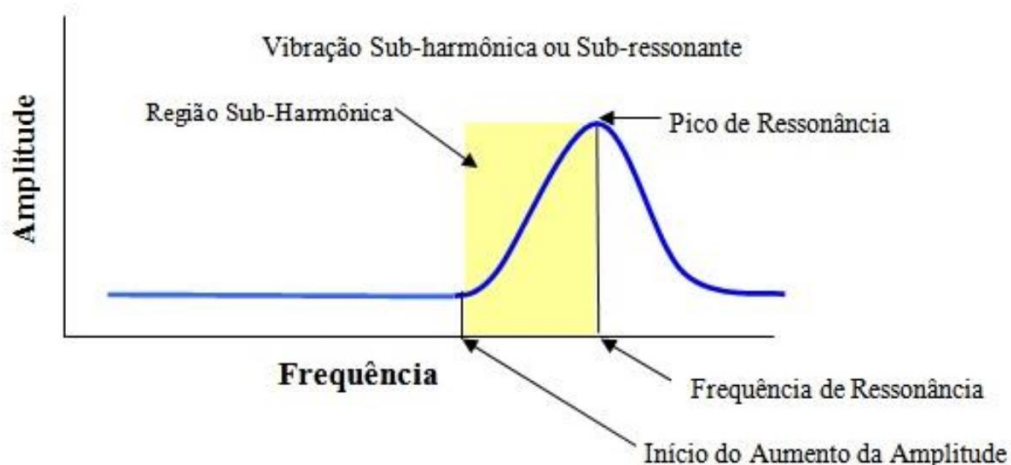
Biancalana, aplicando o VSR ressonante em tubos OCTG API 5CT N80Q verificou a ocorrência da diminuição nos valores de dureza Vickers, antes e após o tratamento de alívio de tensões por vibração, o que mostrou a tendência do relaxamento das tensões residuais existentes nas peças ensaiadas (BIANCALANA, 2015).

A norma AWS D14.1/D14.1M: 2005 indica a vibração mecânica como processo para alívio de tensões e obtenção da estabilidade dimensional para estruturas soldadas mediante a aprovação da engenharia de construção aliada às recomendações técnicas do fabricante do equipamento de vibração. A norma enfatiza que este processo não substitui o tratamento térmico de alívio de tensões, o qual tem suas características próprias.

2.10.1 O processo de Vibração *Meta-Lax* da *Bonal Technologies*.

O processo de alívio de tensões por vibrações mecânicas fornecido pela BONAL TECHNOLOGIES, denominado META-LAX, emprega frequências sub ressonantes com elevada energia de vibração. Esta energia é responsável por gerar amplitudes senoidais sobre a peça tratada produzindo tensões as quais interagem com as tensões residuais existentes eliminando-as e espalhando-as. A vantagem é que, como a peça é tratada abaixo de sua frequência natural não sofre riscos de sofrer danos por fadiga. A Figura 32, ilustra o comportamento harmônico de determinado material, na qual, está assinalado o ponto da curva onde se localiza a frequência natural ou de ressonância da peça, a amplitude respectiva, a região sub harmônica e a frequência correspondente ao aumento da amplitude de vibração culminando por alcançar a amplitude de pico de ressonância. A frequência correspondente ao aumento da amplitude é a que será utilizada para a realização do tratamento de alívio de tensões (BONAL, 2012) (MARTINS, 2018).

Figura 32. Zona de operação com frequência sub ressonante.



Fonte: MARTINS (2018).

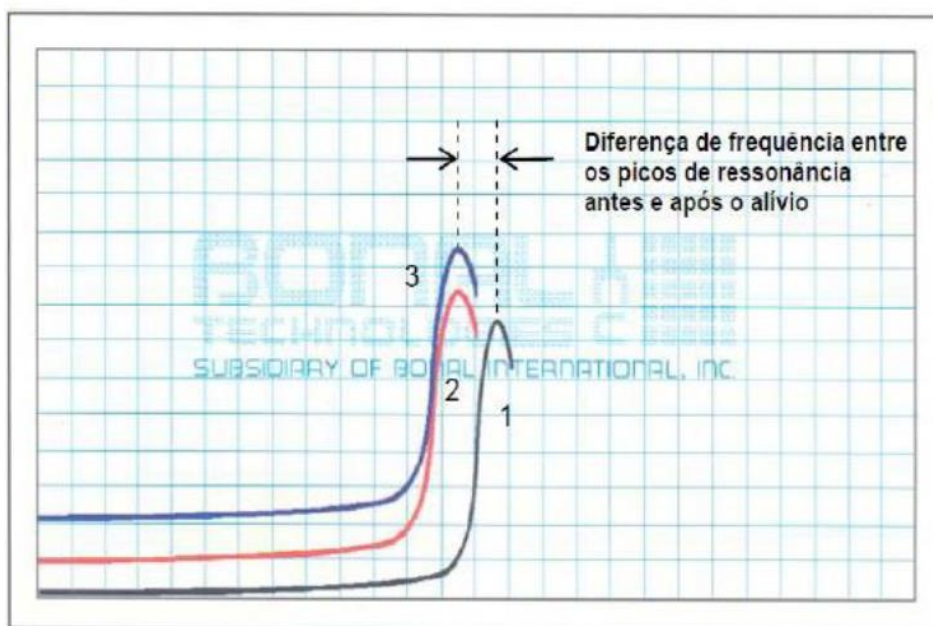
O tratamento por vibração sub ressonante promove a redução das tensões residuais e redistribuição das remanescentes na estrutura tratada o que, como informado pelo fabricante, é caracterizado pelo movimento das curvas de frequência versus energia de vibração fornecida pelo equipamento, Figura 33.

Com o equipamento de vibração adequadamente montado no produto a ser tratado, primeiramente procura-se determinar a curva de frequência ressonante correspondente ao estado inicial do produto em tratamento, curva 1, Figura 33. Desta curva é obtido o valor da

frequência de ressonância e sua amplitude máxima, o que corresponde ao valor de pico. De posse do valor amplitude de ressonância e com a curva 1, determina-se a frequência relativa à 1/3 (um terço) desta amplitude. Esta frequência, sub ressonante, é a que será utilizada para a realização dos trabalhos de alívio de tensões (MARTINS, 2018).

Com a realização do processo, um novo gráfico ressonante será obtido, curva 2. O alívio estará concluído quando a frequência de pico, relativa à nova amplitude de ressonância, curva 2, for inferior a 0,8 Hz com relação ao à curva 1. Caso, em um primeiro ensaio de vibração, este fato não ocorra, um novo ensaio deverá ser iniciado a partir da curva 2, ou seja, uma nova frequência para o ensaio será determinada a partir de 1/3 da amplitude da curva 2. A curva 3, Figura 33, evidencia que o alívio de tensões foi realizado (MARTINS, 2018).

Figura 33. Comportamento harmônico. Frequências versus Energia de vibração.



Fonte: MARTINS (2018).

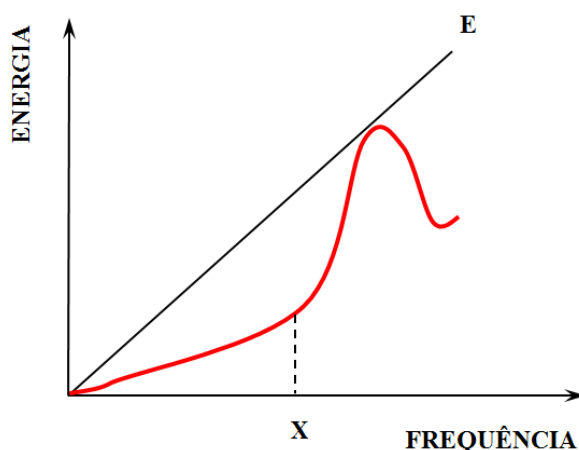
A aplicação da vibração baseia-se na utilização de onda de forma senoidal. A Energia é induzida para criar uma amplitude de vibração que está abaixo da amplitude harmônica, dentro de um tempo de permanência que varia de 20 minutos até algumas horas, dependendo da resistência do componente, do seu módulo de elasticidade, das suas dimensões, e de sua massa. A peça é mantida neste tempo de tratamento, para permitir que ocorra a redistribuição e o equilíbrio das tensões internas (BONAL, 2009).

ZHANG, 2020 ratifica que a energia de vibração, deve ser induzida e absorvida no material através de uma frequência abaixo do pico de amplitude harmônica, sendo esta, a frequência que melhor se adequa aos trabalhos de alívio de tensões, e alerta que, vibrações na

frequência harmônica podem provocar deformações irreversíveis no material com deformação plástica e fadiga como já tratado anteriormente.

O gráfico da Figura 34, da energia vibracional gerada em dependência da frequência de vibração, apresenta uma relação direta entre o aumento da frequência de vibração com o aumento da energia de vibração, amplitude de vibração, depositada sobre a peça em tratamento – curva “E”. A curva “A” representa o perfil de amplitude da peça, vibrando em uma dada frequência. É possível verificar que no início dos trabalhos, a peça resiste à energia de vibração. A partir de uma dada frequência “X” a energia de vibração supera a resistência do material e a amplitude aumenta rapidamente promovendo um salto, criando uma condição harmônica, ressonante onde irá ocorrer o alívio das tensões. Segundo o fabricante, a amplitude correta para o processo de alívio de tensões é a frequência imediatamente anterior à frequência harmônica “X” representada no gráfico (JURCIUS; VALIULIS; KUMSLYTIS, 2008).

Figura 34. Ponto “X” igual a frequência harmônica.



Fonte: adaptado de (JURCIUS, 2008).

2.10.2 O processo de Vibração FORMULA 62 – *ENERGYARC SRE (Stress Relief Engineering Company)*.

Outro processo de alívio das tensões residuais é o realizado com o equipamento Fórmula 62, que é fornecido pela SRE (*Stress Relief Engineering Company*).

O processo "FORMULA 62" introduz vibrações de alta amplitude e baixa frequência, por um curto período de tempo, com base no peso da peça. Esse processo alivia as tensões residuais em peças de metal e soldas sem distorcer ou alterar a resistência à tração, o ponto de escoamento ou a resistência à fadiga da peça. Este processo utiliza vibrações ressonantes para alívio das tensões residuais, ao contrário do que recomenda o método anterior da empresa BONAL.

De acordo com a empresa, o processo de alívio de tensões, executado na frequência de ressonância, promove uma redistribuição mais acentuada de tensão comparado aos métodos executados nas frequências sub ressonantes ou sub harmônicas. São as vibrações de baixa frequência e portadoras de energia de alta amplitude, as que promovem, com maior eficiência e de forma significativa, a redução das tensões residuais de pico em peças e soldas metálicas. (SREC, 2024).

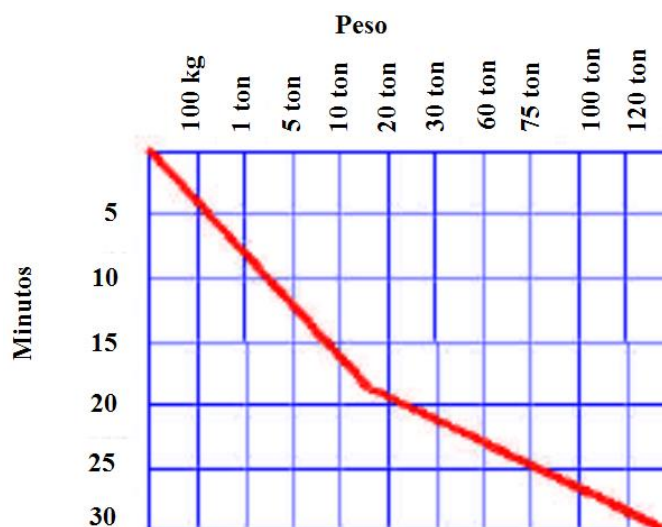
O equipamento para alívio de tensões denominado FORMULA 62 consiste de um indutor de vibração robusto de velocidade variável que é preso à peça, e um console eletrônico, encaixado em gabinete portátil, que pode ser movido para qualquer parte da fábrica. Também preso à peça, está um acelerômetro que detecta as vibrações induzidas e as transmite eletronicamente ao painel de comando do equipamento. A frequência de ressonância da peça é, então, determinada e exibida num dial analógico no painel de comando. Um registrador gráfico, registra todo o procedimento de ajuste das frequências a que está sendo submetida a peça, assim como a resposta de frequência da peça, possibilitando identificar o momento em que a frequência de ressonância é alcançada (SREC, 2024).

A frequência de ressonância é determinada variando a frequência do indutor de vibração até que a amplitude de vibração da peça alcance o valor correspondente à sua frequência de vibração. Dois minutos é o tempo médio necessário para alcançar a frequência de ressonância.

Quando a frequência de ressonância é alcançada, a peça é posta em vibração por um período de tempo determinado com base no seu peso e na aplicação, Figura 35. O tempo de tratamento pode variar de dez minutos a uma hora ou mais, dependendo do tamanho da peça. Em estruturas de armações muito grandes, muito longas ou com espaços aberto, pode ser necessário aplicar o processo FORMULA 62 em vários locais, o que requer mais tempo. As peças podem ser vibradas por períodos de tempo mais longos sem sofrer nenhum dano por fadiga ou perda de resistência à tração (SREC, 2024).

O processo FORMULA 62 também pode ser executado em modo automático, em que a o tratamento por vibração será executado por 15 minutos em três ciclos com diferentes velocidades – frequências, - cada ciclo com o tempo de cinco minutos. Isso normalmente é suficiente para estabilizar uma peça de até 10 toneladas. Para peças com mais de 10 toneladas podem ser usados dois períodos consecutivos de 15 minutos, nas mesmas condições, Figura 35.

Figura 35. Tempo do processo de vibração em função do peso da peça.



Fonte: ENERGYARC (2022).

Conforme o fabricante SREC (*Stress Relief Engineering Company*), existem duas regras simples que devem ser seguidas para todas as aplicações:

- isolar a peça, o melhor possível, de modo que fique livre para vibrar;
- a unidade do indutor de vibração deve estar conectada diretamente com a peça, a fim de transferir totalmente a energia da vibração para a peça.

O processo "FORMULA 62" pode ser usado em uma ampla faixa de metais ferrosos e não-ferrosos como aço carbono, aço inoxidável, alumínio, ferro fundido, manganês e em uma ampla variedade de formatos. Os tamanhos podem variar de pequenas peças fundidas, eixos e engrenagens a estruturas soldadas e usinadas que são muito grandes para tratamento térmico (SREC, 2024).

No trabalho em questão, utilizamos o processo de alívio de tensões ressonantes aplicando o equipamento Fórmula 62 através da empresa ENERGYARC, representante da SREC (SREC, 2024).

2.10.3 A aplicação do processo de alívio de tensões por vibração ressonante com a constituição dos processos TVS (*Tratamento ressonante por Vibração Simples*) e TVD (*Tratamento ressonante por Vibração Dupla*).

Procurando compreender o comportamento da peça sob vibração, vamos considerar a viga rígida, composta pelo tubo soldado a conectores, bi apoiada em apoios com elementos de borracha, Figura 36, com um sistema de indução de vibração montado no seu comprimento médio.

O produto, em detalhe, consiste de um tubo com costura longitudinal, soldada no processo SAW e, posteriormente soldado em suas extremidades, conectores no mesmo processo de soldagem SAW.

O indutor de vibração é montado sobre a peça sendo, este conjunto, apoiado em borrachas que impedem que o tubo, em vibração, de tocar o solo, Figura 36.

Figura 36. Produto apoiado e sistema de vibração posicionado no seu comprimento médio.



a) Conjunto peça com indutor sobre apoios

b) Apoios com amortecedores de borracha

Fonte: AUTOR (2022).

Devido ao desbalanceamento existente, o eixo do indutor de vibração sofre a ação de uma força centrífuga de magnitude $m_1 \cdot \omega^2 \cdot r$ onde m_1 é a massa desbalanceada e r sua distância do centro do eixo.

Essa força rotativa pode ser decomposta numa componente vertical $m_1 \cdot \omega^2 \cdot r \cdot \sin \omega t$ e em uma horizontal $m_1 \cdot \omega^2 \cdot r \cdot \cos \omega t$. Como a viga é bastante rígida, ela é menos sensível aos deslocamentos horizontais, mas não aos verticais. Temos então um sistema de **um grau de liberdade** com massa m (motor), e uma mola $k = 48 \cdot EI/l^3$ (a viga) sofrendo a ação de uma força vertical de perturbação de amplitude $m_1 \cdot \omega^2 \cdot r$, dependente da frequência. (HARTOG,1972)

Para o caso da viga bi apoiada com o motor com massa m desbalanceado da massa m_1 este sistema promove uma oscilação da viga, de a_0 , a qual funciona como uma mola, enquanto y_0 corresponde à distância do topo da mola (viga) ao centro da massa m_1 que se confunde com a massa m do motor de oscilação do conjunto.

Assim, o movimento relativo entre a massa m e a massa de desbalanceamento m_1 atua da mesma maneira que o movimento absoluto da massa m sobre a viga, produzindo uma força de amplitude $ma_0\omega^2$ que age sobre a massa m e conseqüentemente sobre a viga.

$$m\ddot{y} + c\dot{y} + ky = m\dot{a}_0\omega^2 \sin \omega t. \quad (7)$$

Sendo:

m = massa do motor;

c = fator de amortecimento;

k = Constante de mola da viga;

ω = frequência circular;

$ma_0\omega^2 \text{ sen}\omega t$ = força aplicada sobre a viga.

$ma_0\omega^2$ = amplitude da força.

a_0 = deslocamento vertical da viga.

$P_0 \cdot \text{sen}\omega t$ = Força externa alternada atuante sobre a massa m .

O equipamento de vibração permite a escolha do modo de vibração que mais convém ao processo de alívio de tensões implicando na frequência de ressonância que pode ser alcançada.

A curva de ressonância, neste caso, pode ser achada diretamente pela Eq. (8).

$$x = \frac{P_0/k}{(1 - (\omega/\omega_n)^2)} \cdot \text{sen}\omega t \quad (8)$$

substituindo-se $m \cdot \omega^2 \cdot a_0$, no lugar de P_0 tem-se:

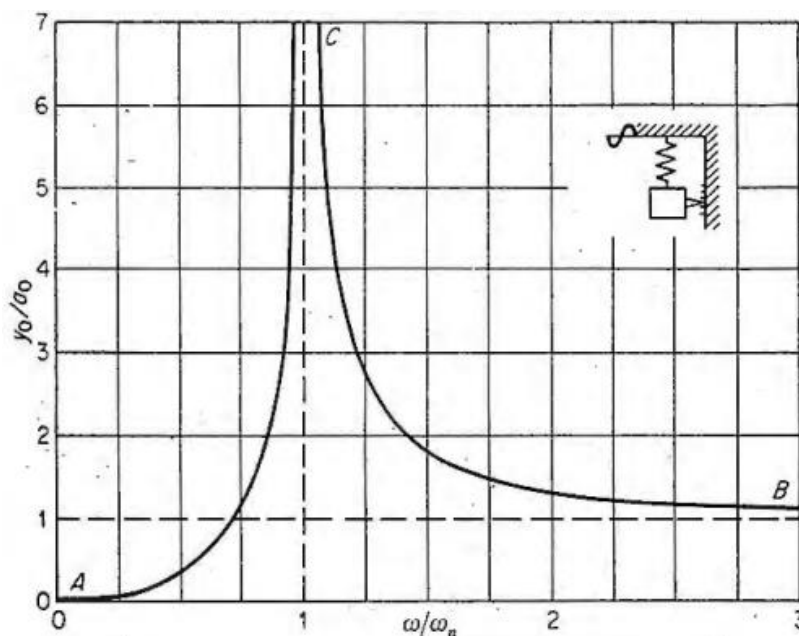
$$y_0 = \frac{\frac{m\omega^2 a_0}{k}}{1 - (\omega/\omega_n)^2} = a_0 \cdot \frac{\frac{\omega^2}{\omega_n^2}}{1 - (\omega/\omega_n)^2} = a_0 \cdot \frac{(\omega/\omega_n)^2}{1 - (\omega/\omega_n)^2}$$

$$\frac{y_0}{a_0} = \frac{(\omega/\omega_n)^2}{1 - (\omega/\omega_n)^2} \quad (9)$$

Lembrando que a_0 é a amplitude de movimento da viga, enquanto y_0 é o movimento relativo entre a massa e o topo da viga, ou a extensão da mola, (viga) que é mesma coisa. A Figura 37 expressa a resolução da eq. (9) evidenciando as ordenadas dos três pontos A, B e C.

Em A, a frequência ω é aproximadamente nula; o tampo da mola(viga) move-se lentamente para cima e para baixo; a massa segue esse movimento e a mola não se estende: $y_0 = 0$. Em B, o movimento do topo da mola é bastante rápido e a massa não pode segui-lo, permanecendo parada no espaço. Então o movimento relativo é igual ao movimento do topo e $y_0/a_0 = 1$. No ponto C, há ressonância, e as extensões da mola tornam-se infinitamente grandes (teoricamente).

Figura 37. Diagrama de ressonância da Eq. (11) mostrando (a) o movimento relativo de um sistema no qual a extremidade da mola é submetida a um movimento alternado de amplitude a_0 , e (b) o movimento absoluto de um sistema no qual a massa sofre a ação de uma força de amplitude variável $ma_0\omega^2$.



Fonte: HARTOG (1972).

Como vimos, há três pontos importantes a serem analisado no gráfico da Figura 37. Os pontos, A, B e C, nos quais é possível deduzir o valor da ordenada, amplitudes verticais, por razões puramente físicas. Consideremos primeiro o ponto A, próximo a $\omega = 0$; a frequência da força é extremamente baixa e a massa será defletida pela força apenas uma parcela correspondente à sua deflexão estática. Isso é fisicamente claro e, assim, as amplitudes da curva, próximas do ponto A, devem ser aproximadamente iguais a unidade (HARTOG, 1972).

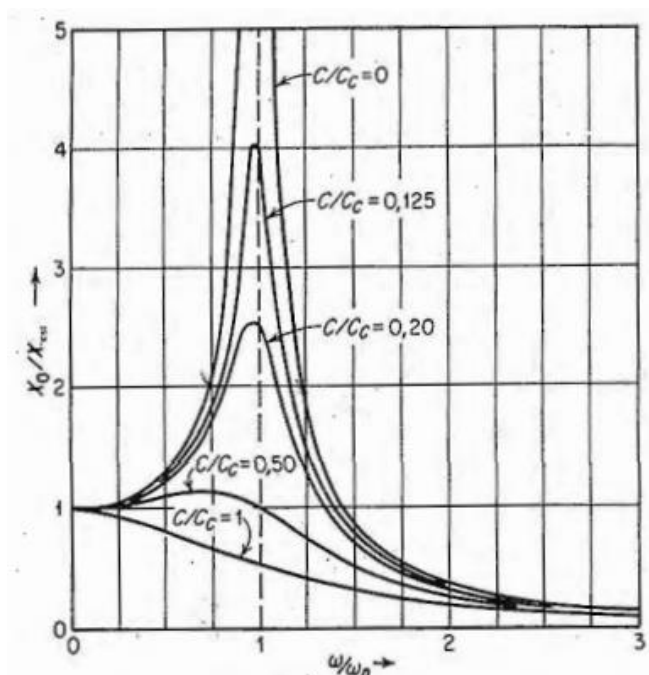
Por outro lado, para frequências muito altas, $\omega/\omega_n \gg 1$, a força move-se para cima e para baixo com tanta rapidez que a massa não tem tempo de segui-la e a amplitude é muito pequena (ponto B) (HARTOG, 1972).

O mais interessante ocorre no ponto C, onde a amplitude torna-se infinitamente grande. Isso, também, pode ser fisicamente compreendido. Com $\omega/\omega_n = 1$, a frequência forçada coincide exatamente com a natural. A força pode então empurrar a massa no momento exato e na direção certa, podendo a amplitude aumentar indefinidamente. Fazendo um paralelo com um pêndulo, e esse é o caso do nosso produto que, a cada balanço, é empurrado para baixo, ligeiramente na direção de seu movimento: uma força comparativamente pequena pode tornar grande a amplitude. **Esse importante fenômeno é conhecido como "ressonância" e a frequência natural é chamada também de "frequência de ressonância".** Neste momento a

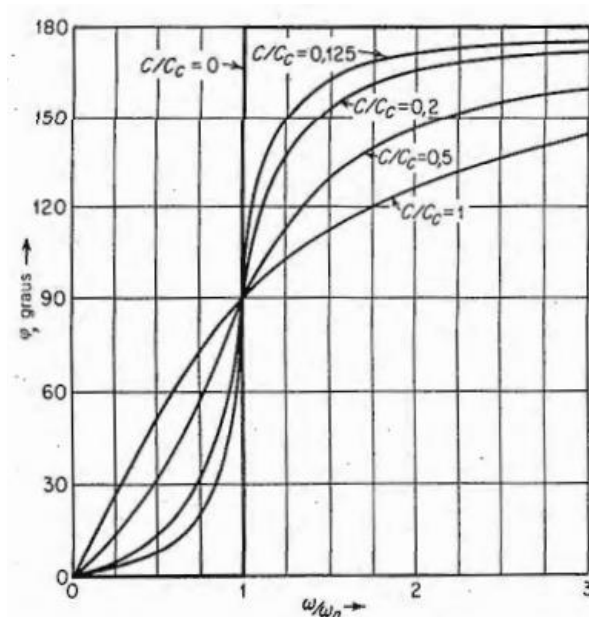
peça apoiada ganha um movimento oscilatório relativo ao seu modo de vibração. Se a peça permanecer nesta condição por determinado tempo, poderá entrar em fadiga vindo a colapsar.

Por outro lado, se considerarmos as borrachas dos apoios e a viga possuindo um amortecimento natural, então os deslocamentos da peça são explicados pelos gráficos da Figura 38.

Figura 38. (a) Amplitudes da vibração forçada para vários graus de amortecimento. (b) Ângulo de fase entre a força e o deslocamento, como função da frequência para vários valores do amortecimento.



(a) Amplitudes da vibração forçada para vários graus de amortecimento



(b) Ângulo de fase entre a força e o deslocamento x frequência x amortecimento

Fonte: HARTOG (1972).

Nesta condição, todas as curvas estão abaixo daquela para amortecimento nulo. Vemos então que a amplitude da vibração forçada diminui com o aumento do amortecimento. Outra propriedade importante da figura é que os máximos das várias curvas não ocorrem com $\frac{\omega}{\omega_n} = 1$, mas numa frequência ligeiramente menor.

No caso de vibrações amortecidas, três frequências diferentes devem ser distinguidas, todas coincidentes para $c = 0$ (HARTOG,1972).

$$a) \omega_n = \sqrt{\frac{k}{m}} = \text{frequência natural não amortecida.}$$

$$b) q = \sqrt{\frac{k}{m} - \left(\frac{c}{2m}\right)^2} = \text{frequência natural amortecida.}$$

"frequência da máxima amplitude forçada", por vezes chamada de frequência de ressonância" .

Para pequenos valores do amortecimento, essas três frequências são bastante próximas. O diagrama de ângulo de fase φ da Fig.39b é também de considerável interesse. Para amortecimento nulo, viu-se que, abaixo da ressonância, a força e o deslocamento estão em fase ($\varphi = 0$) enquanto acima da ressonância estão defasados de 180° . Nesta situação o sistema se apresenta como anterior, se comportando como um sistema sem amortecimento ou com amortecimento mínimo o que coincide com o observado em experiência prática. (HARTOG,1972).

Tanto nesta condição como na anterior, sem amortecimento, se a peça permanecer em condição de ressonância por determinado tempo entrará em fadiga vindo a colapsar.

Os sistemas de vibração ressonantes utilizados, para a aplicação no alívio de tensões de peças, controlam este tempo em vibração baseado na massa da peça.

Nos estudos executados, foram observados que se a peça fosse posta em vibração ressonante em mais de um plano preferencial esta apresentaria valores de tensões residuais menores com relação à exposição a um único plano de vibração ressonante.

Baseado em experimentos anteriores, executados pelo autor, o indutor de vibração foi posicionado primeiramente no comprimento médio da peça, sobre a posição da solda longitudinal (BIANCALANA, 2015).

Esta posição foi denominada posição 0° . O produto foi rotacionado para vibrar em uma segunda posição à 90° da anterior no mesmo comprimento médio da peça. Em ambas posições, o produto vibrou em sua frequência de ressonância pelo tempo estimado relativo ao seu peso. Esse processo conjunto foi denominado, *Tratamento de Vibração Ressonante Simples (TVS)*.

A vantagem deste processo composto de vibração ressonante consiste no fato de que, são introduzidas amplitudes significativas oriundas da vibração ressonante, em mais de um plano preferencial, provocando os deslocamentos necessários nos locais estudados da peça, levando estes ao escoamento pontual, e provocando o alívio de tensões (DONG (2022) (TATAR,2021).

Como a vibração ressonante ocorre em mais de um plano, o alívio de tensões se torna mais intenso e, portanto, mais eficiente. Os tempos da peça em vibração ressonante são somados e excedem ao tempo previsto para a peça em vibração ressonante, porém, como consistem em um processo intermitente, a peça não sofre a fadiga destrutiva. Esse processo foi aplicado em experiências com tubos OCTG, em trabalho de mestrado, e mostrou-se eficaz quando comparado com o alívio de tensões térmico para o mesmo fim (BIANCALANA, 2015).

Em uma segunda peça, associado a este processo TVS, aplicamos um segundo processo de vibração ressonante com o vibrador posicionado próximo a uma das extremidades da peça. À associação destes dois processos, denominamos *Processo de Vibração Dupla (TVD)*. O tempo total utilizado é maior que o utilizado no TVS pelo acréscimo de mais um processo vibracional, porém o mesmo não interfere na integridade da peça, uma vez que, este conjunto de processos é introduzido na peça de modo intermitente.

Dependendo do ajuste de rotação e aceleração do indutor de vibração, a viga irá vibrar em um determinado modo de vibração.

Como se deseja as maiores amplitudes nos locais estudados da peça, é necessário identificar sobre a peça, em um primeiro momento, os nós onde a amplitude é zero. Uma vez identificado, o indutor de vibração deverá ser deslocado destes pontos para que as maiores amplitudes, para um mesmo ajuste, sejam obtidas.

Estes dois processos foram aplicados em tubos associados a conectores, foram comparados entre si e com o tratamento térmico para alívio de tensões, normalmente aplicado na fabricação destes produtos. Os procedimentos, resultados e conclusões poderão ser apreciados no decorrer deste trabalho.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 MATERIAIS

A caracterização dos materiais, que compõe o produto tubo com conectores, foi realizada através de ensaios químicos, metalográficos e mecânicos através de corpos de prova obtidos diretamente do tubo selecionado e do conector utilizado na sua fabricação.

3.1.1 Materiais do tubo e conectores.

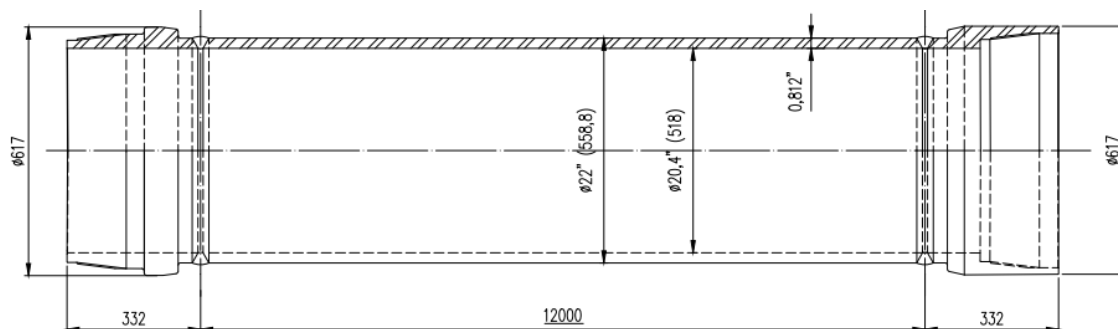
Os conjuntos soldados - tubos com conectores – foram construídos a partir de tubos API 5L X80M-PSL2 com diâmetro externo de 22 polegadas (558,80 mm) e espessura de 0,812 polegadas (20,63 mm) com conectores AISI 4130 ou DIN 30CrMo4.

Os tubos foram produzidos pela TENARIS CONFAB S.A. no processo UOE em conformidade com a norma API 5L. Os conectores foram fabricados a partir de tarugos, *blanks*, forjados usinados com sobre metal, com tratamento de beneficiamento, sendo o tratamento de normalização executado a 910°C, a têmpera em água a 870°C e o revenido a 650°C.

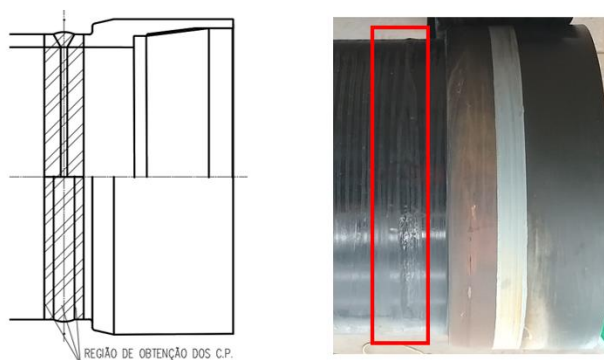
Para a execução dos trabalhos, foram fabricados quatro conjuntos de tubos e os respectivos conectores macho e fêmea constituindo quatro produtos, como mostrado na Figura 39a (dimensões nominais).

As amostras, para a caracterização do tubo e conectores, foram fabricadas diretamente da chapa de fabricação do tubo e do tarugo forjado, sendo oxicortadas nas dimensões adequadas de modo a evitar a influência da temperatura do processo nos corpos de provas a serem fabricados, e posteriormente usinadas. As amostras, para os ensaios de caracterização dos tubos tratados e sem tratamento de alívio de tensões, foram retiradas das extremidades do tubo com conectores fêmeas (*box*), Figura 39b, nas regiões da solda circunferencial.

Figura 39. a) Tubos API 5LB X80M-PSL2 com conectores AISI 4130. b) local de retirada dos corpos de provas. Dimensões em milímetros.



a) Tubos API 5LB X80M-PSL2 com conectores AISI 4130.



b) Conector fêmea região da solda circunferencial. Local de retirada dos corpos de prova.

Fonte: AUTOR (2021).

3.1.2 Solda do tubo aos conectores – Processos e Especificações

Para a execução da união dos conectores ao tubo foram utilizados os processos MAG (*Metal Active Gas*), também conhecido do GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) para a produção da solda de raiz, e, também, o processo de soldagem por arco submerso, SAW (*Submerged Arc Welding*), para a soldagem de enchimento, tanto sobre o diâmetro interno do conector/tubo, como também, sobre o externo. O equipamento mostrado permite a adequação do sistema de soldagem, cabeçote de solda, SAW, ou GMAW e os respectivos sistemas de alimentação de arame, fluxo e gás.

Na seleção dos insumos de solda para o processo de soldagem da raiz, GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) e de enchimento, SAW (*Submerged Arc Welding*), foram considerados os seguintes fatores: a composição química dos metais de base e as suas propriedades mecânicas e físicas; o gás de proteção e fluxo adequado ao tipo de arame e ao tipo de deposição do material de solda. Considerou-se, também, a aplicação do produto, tubo com conector, com relação ao

local onde será montado, condição de corrosão química, tipo de fluido a ser transportado e suas condições de pressão, temperatura e vazão, como também, o projeto da junta de solda a ser utilizado.

Devido aos fatores de confidencialidade a especificação destes insumos não pode ser fornecida pela empresa, assim como, os parâmetros relativos aos ajustes dos equipamentos de soldagem. Porém, foi levado a cabo um estudo junto aos principais fornecedores destes insumos o que permitiu a especificação de insumos semelhantes que permitem atender as necessidades de qualidade e resistência impostas à aplicação destes produtos.

3.1.2.1 Solda de raiz – Processo GMAW.

3.1.2.1.1 Especificação do eletrodo.

Para a execução da solda de raiz, foi especificado o arame de solda ER90S-D2, com diâmetro $\phi = 1,10 \text{ mm}$ produzido pela *Lincoln Electric*, com revestimento de cobre, de baixa liga, com Mn, Cu, Ni e Mo, produzindo uma união soldada de elevada resistência mecânica, compatível com a resistência mecânica do metal base, obtida após o tratamento térmico da junta soldada, além de oferecer resistência á corrosão pela presença do níquel e do cromo no metal de solda. Na Tabela 3, encontramos a composição química do arame especificado, obtida do Catálogo C1.10, *Welding Consumables Lincoln Electric*. (LINCOLN ELECTRIC, 2019).

Tabela 3. Composição química do arame de solda ER90S-D2. (% massa).

Material	C	Si	Mn	P	S
ER90S-D2	0,07-0,12	0,50-0,80	1,60-2,10	0,025	0,025 máx.
Material	Cu	Ni	Mo	Fe	
ER90S-D2	0,50 máx	0,15 máx.	0,40-0,60	balance	

Fonte: AUTOR – LINCOLN ELECTRIC, (2019).

3.1.2.1.2 Especificação do gás de proteção.

Para o gás de proteção da solda foi especificada a composição binária de argônio e dióxido de carbono, na proporção de 90%Ar e 10%CO₂. Esta composição é normalmente recomendada para a soldagem MAG de tubulações com espessura de paredes grossas, com o objetivo de se obter, (a) melhor fusão lateral das paredes do chanfro, (b) profundidade de penetração, (c) estabilização do arco e (d) redução de respingos (ESAB,2005). A Tabela 4 apresenta as propriedades mecânicas de resistência mecânica e tenacidade na região da solda, considerando a influência do gás de proteção.

Tabela 4. Características mecânicas da junta soldada com o arame de solda ER90S-D2 associado à mistura dos gases de proteção, Ar e CO₂.

Especificação: como soldado	$\sigma_{esc.}$	$\sigma_{rup.}$	Alongam.	Charpy CVN (J)
Arame: ER90S – D2 – $\phi =$ 1,20 mm	(MPa)	(MPa)	%	$t = -29^{\circ}C$
Gás: 90%Ar + 10%CO ₂	650	730	25	125

Fonte: AUTOR – LINCOLN ELECTRIC, (2019).

3.1.2.1.3 Especificação dos equipamentos de soldagem MAG automática/manual.

O equipamento selecionado, para execução da solda MAG, deveria atender as exigências de produtividade introduzindo qualidade ao produto, com baixa produção de respingos de solda, tanto com a utilização do gás CO₂ puro, ou com mistura, permitir, controle e ajuste fino do arco de solda, com controle de penetração, mantendo-o estável ao longo do processo, possuir alimentador de arame com controle de alimentação por *encoder*, duplo rolete de arraste do arame e controle de velocidade de alimentação mantendo a alimentação constante mesmo com variação da tensão da rede e temperatura ambiente. Outro ponto importante, o equipamento deveria reproduzir os ajustes programados com precisão à qualquer hora do dia independentemente da temperatura ambiente de maneira a garantir a repetibilidade do processo ajustado, mantendo-o dentro das tolerâncias de qualidade com o mínimo de variação.

A tocha e o sistema de alimentação de arame foram montados em um suporte mecânico para apoio e posicionamento da tocha na região de trabalho, permitindo sua interligação de forma

adequada à fonte de energia e comando do processo de solda, e aos cilindros de gases do processo, para que todo o processo de soldagem MAG fosse realizado de forma automática.

A Figura 40 mostra um equipamento PANASONIC YD 500 FR semelhante ao utilizado, com a fonte de energia de solda e painel de controle do processo, assim como, o sistema alimentador de cabos, cabos condutores do arame e gás e a tocha de solda. A Tabela 5 apresenta as características deste equipamento.

Os equipamentos de soldagem MAG utilizados, são compostos pela (a) fonte de energia (b) motor de alimentação do arame e (c) tocha de solda e acessórios, além de, (d) cilindros de gás.

Figura 40. Equipamentos para soldagem MAG.



- a) Fonte, alimentador de arame, tocha e cabos b) Braço suporte da tocha, cabos e alimentador de arame,

Fonte: ENERGYARC; AUTOR (2023).

Tabela 5. Características da fonte e comando do equipamento de solda MAG.

TENSÃO ALIMENTAÇÃO	FREQUÊNCIA REDE	POTÊNCIA ENTRADA	INTENSIDADE DE CORRENTE (CC)
380/440 V ~ 3 fases	50/60 Hz	23,3 kVA / 22,4 kW	60A a 550A
TENSÃO DE SAÍDA AJUSTÁVEL	FATOR DE SERVIÇO A 500A	CONTROLE	DIÂMETRO DO ARAME (mm)
17 V a 41,5 V	100%	INVERSORA IGBT	1,2/1,4/1,6

OBS: Transistor de Potência IGBT (*Insulated Gate Bipolar Transistor*) – Transistor Bipolar de Porta Isolada.

Fonte: ENERGYARC; AUTOR (2022).

3.1.2.2 Solda de enchimento. Processo SAW.

3.1.2.2.1 Especificação do fluxo.

O fluxo selecionado é do tipo aglomerado básico com grande desempenho na remoção de óxidos e carepa, produzindo soldas livres de porosidades. Por outro lado, o fato de ser um fluxo do tipo neutro altamente básico, com índice de basicidade Boniszewski igual 2,2 promove efeitos positivos sobre as propriedades do metal de solda, principalmente ganhos de energia ao entalhe CVN, propriedade altamente desejada para o produto (LINCOLN ELECTRIC, 2019).

O fluxo especificado: *Lincoln Weld 888* - EN ISO 14174 – SAZ Segue a composição química do fluxo e demais características, Tabela 6.

Tabela 6. Composição química do fluxo neutro *Lincoln Weld 888*. (%massa).

SiO_2	MnO	MgO	CaF_2	Na_2O	Al_2O_3	CaO	FeO	K_2O	ligas metál.
18	1	27	25	2	19	5	1	2	3 máx.
Índice de basicidade: 2,2 – Densidade: 1,3 g/cm ³									

Fonte: LINCOLN ELECTRIC (2023)

Lincoln Weld 888 é um fluxo de aglomerado básico de flúor para soldagem de aços de grão fino de alta resistência, projetado para remoção de escória em sulcos profundos em aplicações críticas, estruturas e equipamentos offshore e construções naval. Deve ser soldado em CC+ em

até aproximadamente 550 A. Apresenta baixos níveis de difusão de hidrogênio 4 (difusão máxima igual a 4 ml de hidrogênio para 100 g de solda). (LINCOLN ELECTRIC/OERLICON, 2023).

3.1.2.2.2 Especificação do arame.

Objetivando obter uma junta mais flexível, porém de elevada resistência mecânica, com elevada resistência a corrosão, portanto com durezas Vickers inferiores a 350 HV10, optou-se por utilizar um eletrodo de baixa liga, contendo primordialmente Cu, Ni, Mo com teores próximos aos encontrados no material base.

O arame eletrodo sólido especificado: **LA 84 AWS AS:EF3** Catálogo: C1.10 LINCOLN ELECTRIC. A Tabela 7, apresenta sua composição química, conforme AWS A5.23 assim como, na Tabela 8 se encontra as propriedades mecânicas fornecidas à junta por esse elemento associado ao fluxo especificado.

Tabela 7. Composição química típica do arame de solda LA 84 (%massa).

C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	S	P	Cu
0,10- 0,18	1,75- 2,20	0,20	0,00	0,80- 1,00	0,45- 0,60	0,01- 0,02	0,01- 0,02	0,05- 0,15

Fonte: LINCOLN ELECTRIC (2023).

Tabela 8. Características mecânicas da junta soldada com o arame de solda LA 84 associado ao fluxo *Lincoln Weld 888*.

Arame: LA 84 - Fluxo: LW 888	$\sigma_{esc.} (MPa)$	$\sigma_{rup.} (MPa)$	% Along.	Charpy CVN ($t = -62^{\circ}C$
<i>Como soldado.</i> F9A8-EF3-F3-H4	630	720	23	77
<i>Com alívio de ten.</i> F8P6-EF3-F3-H4	580	670	26	35

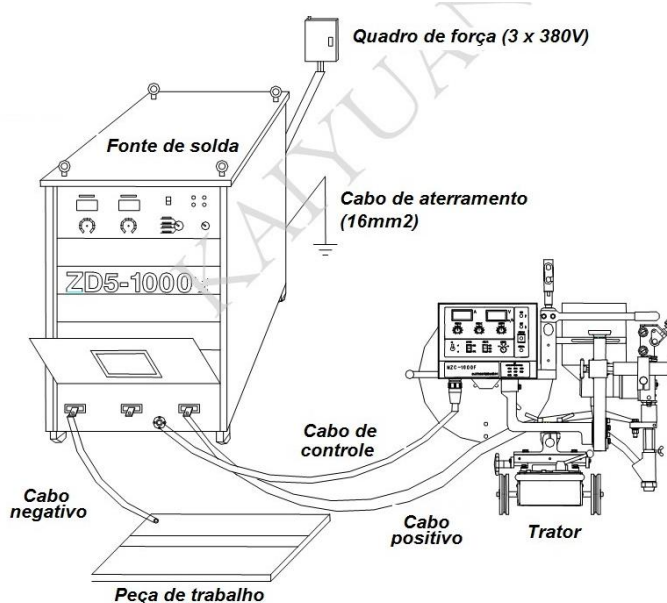
Fonte: LINCOLN ELECTRIC (2023).

3.1.2.2.3 Especificação dos equipamentos SAW automático.

A Figura 41(a) apresenta um conjunto de equipamentos utilizados para a execução do processo de soldagem SAW, compostos pela fonte de energia solda, sistema de alimentação do arame, cabos elétricos com polaridade positiva e negativa os quais são ligados ao arame e a peça respectivamente, painel de controle do processo, silo para estocagem do fluxo, suporte mecânico para o apoio, guia e posicionamento do cabeçote de solda na região de trabalho e a tocha.

A Figura 41(b) apresenta em detalhe a fonte de solda ZD5-1000E ENERGYARC semelhante à aplicada no processo de soldagem do conector ao tubo, cujas características estão especificadas na Tabela 9. Para garantir a proteção do equipamento e da operação assim como, garantir a qualidade do processo, a fonte possui circuito de proteção contra transientes de alta frequência gerados por outras fontes de solda e inversores; sistema de monitoramento da intensidade de corrente de solda; proteção contra falta de fase, sobre tensão e sobre aquecimento; proteção contra descargas elétricas e curto circuito, além de possuir elevada resistência à contaminação externa. A Figura 41(c) apresenta o exemplo de um suporte para o cabeçote de soldagem e a tocha assim como, do sistema de alimentação de arame.

Figura 41. Arranjo esquemático para o conjunto de equipamentos para execução de soldagem SAW.



a) Equipamentos para soldagem SAW



b) Fonte de energia de solda -ZD5-1000E



c) Silo, tocha, e alimentação do arame.

Fonte: ENERGYARC (2022).

A Tabela 9 apresenta a especificação da fonte semelhante a utilizada no processo de soldagem do tubo aos conectores macho e fêmea.

Tabela 9. Características da fonte ZD5-100E para solda SAW.

TENSÃO ALIMENTAÇÃO	FREQUÊNCIA REDE	POTÊNCIA ENTRADA	INTENSIDADE DE CORRENTE (CC)
380/440 V ~ 3 fases	50/60 Hz	69 kVA	200A a 1000A
TENSÃO DE SAÍDA AJUSTÁVEL	FATOR DE SERVIÇO A 1000A	CLASSE DE PROTEÇÃO	DIÂMETRO DO ARAME (mm)
28 V a 44 V	100%	IP-21S	Até 1/2 in

OBS: Transistor de Potência IGBT (*Insulated Gate Bipolar Transistor*) – Transistor Bipolar de Porta Isolada.

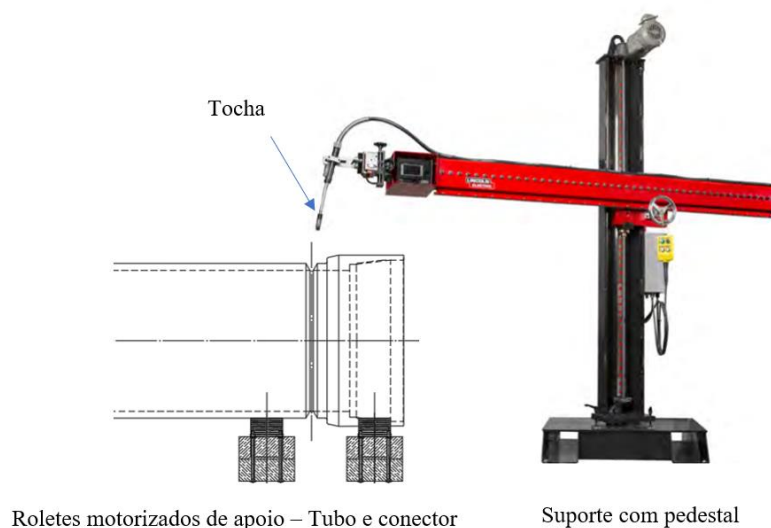
Fonte: ENERGYARC (2022).

3.2 MÉTODOS

Tubos e conectores foram completamente limpos, livres de sujeira, poeira, óleo e graxa, convenientemente posicionados sobre apoios rotativos, centralizadores, motorizados garantindo o perfeito alinhamento entre as peças a serem soldadas, Figura 42, assim como, a

cadência produtiva necessária para os dois processos de soldagem, os quais foram executados de forma automática.

Figura 42. Tubos API 5LB X80M-PSL2 com conectores AISI 4130 posicionados sobre roletes motorizados sob os cabeçotes de soldagem. Esquema de montagem.



Fonte: AUTOR (2023).

Os tubos e conectores são soldados em dois estágios de produção. No primeiro estágio é executada a solda de raiz no processo MAG (*Metal Active Gas*), GMAW (*Gás Metal Arc Welding*). No segundo estágio é executada a solda de acabamento por arco submerso, processo SAW (*Submerged Arc Welding*), tanto no diâmetro externo como no interno do conjunto.

3.2.1 Solda de raiz GMAW (*Gas Metal Arc Welding*).

Na primeira fase do processo de soldagem, as peças são parcialmente unidas por quatro pontos de solda diametralmente opostos posicionados em forma de cruz. Em seguida, a solda de raiz é executada de forma automática, no processo GMAW (*Gás Metal Arc Welding*). As tochas de solda são montadas em suportes ajustáveis com pedal, Figura 42, rígidos, que garantem o posicionamento e distanciamento adequado da tocha com relação ao chanfro de solda, ao longo de todo o processo de soldagem. Nestes suportes são montados, também, o painel de comando do equipamento de solda e o alimentador de arame.

A fonte elétrica de energia de solda, as garrafas de gases e demais acessórios são posicionados próximos ao pedestal e interligados em todos os sistemas da máquina. Devido as elevadas intensidades de corrente de solda, as tochas são refrigeradas a água, de maneira a manter a estabilidade dimensional da tocha, assim como, o nível de energia transmitido para a poça de soldagem.

O processo de soldagem de raiz foi realizado de forma automática com corrente contínua, com o arame no polo positivo (polaridade reversa DC+), em um único passe, sendo executado sobre o diâmetro externo da junta tubo com conector, com abertura de raiz, distância entre as peças, de aproximadamente, 1,6 mm.

Com a utilização de uma fonte de tensão elétrica constante e o emprego de um alimentador de arame de velocidade, também, constante, foi possível manter o arco elétrico estável ao longo de todo processo de soldagem de raiz.

O processo de transferência do metal do arame para a poça de fusão foi o aerosol, (spray arc) com o emprego de intensidade de corrente elétrica da ordem de 335 A e com a utilização da mistura dos gases de proteção, argônio e dióxido de carbono, na composição e vazão conveniente à transferência, Tabela 10.

Tabela 10. Processo GMAW. Ajustes do processo para solda de raiz

PROCESSO – GMAW – ARAME: ER90S-D2 - GÁS: 90%Ar+10%CO2	
Corrente de Solda: [A]	335
Tensão: (CC+): [V]	30
Veloc. de Soldagem: [cm/min]	12 (2 mm/s)
Vazão do Gás: [lpm]	12
Fluxo:	-----
Arame de Solda:	ER90S-D2
Diâmetro do arame: [mm]	Ø 1,2
Veloc. de alimentação do arame: [m/min]	12,1
Dist. Electrodo /Metal Base: [mm]	12-19
Abertura de raiz da junta: [mm]	1,6
Gás de Proteção:	90%Ar + 10% CO2
Abertura de raiz: [mm]	1,6

Fonte: AUTOR (2023).

3.2.2 Solda de acabamento por arco submerso, SAW (*Submerged Arc Welding*).

A solda por arco submerso, também realizada de forma automática, foi executada, primeiramente com o cabeçote de soldagem posicionado no diâmetro interno da junta. Uma vez

executada a soldagem no diâmetro interno o cabeçote de soldagem foi posicionado no diâmetro externo da junta reiniciando o processo de soldagem agora pelo lado externo da peça.

As condições de ajuste do equipamento e regulagem dos equipamentos se mantiveram constantes conforme os requisitos pré-estabelecidos para o processo os quais estão descritos na Tabela 11.

Tabela 11. Processo SAW. Parâmetros de Solda – Soldagem de acabamento.

PROCESSO – SAW – ARAME: LA 84 - FLUXO: LW 888	
Corrente de Soldagem: (CC+): [A]	500
Tensão: (CC+): [V]	32
Veloc. de Soldagem: [cm/min]	50
Vazão do Gás: [lpm]	-----
Fluxo	Lincoln Weld 888.
Arame de Solda e diâmetro: [mm]	LA 84 - Ø 4.0
Veloc. de Alim. do arame: [m/min]	NA
Dist. Electrodo /Metal Base: [mm]	12
Gás de Proteção:	FLUXO

Fonte: AUTOR (2023)

Na Tabela 12 estão indicadas as faixas de temperaturas para o pré-aquecimento adequado da região de solda, considerando o maior valor de carbono equivalente presente entre as peças (ESAB, 2005).

Tabela 12. Temperaturas de pré-aquecimento verso porcentagem de carbono equivalente da junta.

CARBONO EQUIVALENTE: $C_{eq} = \%$	TEMPERATURA DE PRÉ AQUECIMENTO
< 0,30	<i>Opcional</i>
0,31 – 0,45	100°C – 200°C
0,45 – 0,60	200°C – 250°C
> 0,60	250° – 300°C
Aços ferramenta, aços mola, aços de composição desconhecida;	$\cong 300^{\circ}\text{C}$

Fonte: ESAB (2004).

Como o maior valor de carbono equivalente estudado para a junta foi de $C_{eq} = 0,62$, do metal base do conector, adotou-se a temperatura de $300 \pm 5^{\circ}\text{C}$ como temperatura de pré aquecimento, a qual foi mantida constante em todo o processo de soldagem, tanto para a execução da solda de raiz como para a solda de enchimento.

Foram produzidos quatro conjuntos – tubos com conectores - para os estudos, como indicados na Tabela 13.

Tabela 13. Especificação dos tubos API 5LB X80 com conectores AISI 4130.

TUBO COM CONECTORES	PESO (kg)	COMPRIMENTO (mm)	DIÂM. x ESPES. (in)
007441 -ST	3555	12750	22 x 0,812
007315 -TT	3550	12750	22 x 0,812
014667-TVS	3570	12820	22 x 0,812
017274-TVD	3500	12310	22 x 0,812

Fonte: AUTOR (2021).

As peças foram especificadas conforme o tratamento de alívio recebido e estão indicadas na Tabela 14.

Tabela 14. Especificação dos tubos com conectores e respectivos tratamentos.

CONJUNTO - TUBO COM CONECTORES	TRATAMENTO DE ALÍVIO DE TENSÕES
007441 – ST	ST - Sem tratamento
007315 – TT	TT - Tratamento térmico
014667 – TVS	TVS - Trat. Vibratório Simples
017274 – TVD	TVD - Trat. Vibratório Duplo

Fonte: AUTOR (2021).

3.2.3 Processo de Alívio de Tensões Térmico.

Para execução do tratamento térmico foi utilizado equipamento elétrico adequadamente preparado para promover o aquecimento das peças através de resistências elétricas convenientemente posicionadas na região do metal base do tubo, solda e metal base do conector. A potência disponível no equipamento é de aproximadamente $N = 100$ kVA com uma intensidade de corrente de 130 ampères, na tensão elétrica de 440 VAC. Dotado de doze controladores de temperaturas, foi possível controlar com acuidade todo o desenvolvimento das temperaturas de processo. O aparelho possui ainda dois controladores gráficos com seis canais, permitindo que seja registrado todo o processo. A Figura 43 ilustra o equipamento utilizado.

Figura 43. Fonte de aquecimento e controle elétrico com doze canais e registrador gráfico

a) Posicionado em operação



b) Painel de controle

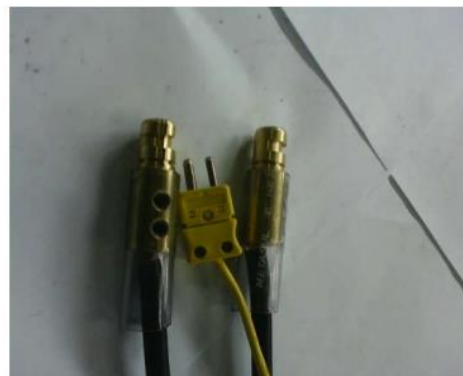
Fonte: AUTOR (2021).

Os cabos de alimentação, Figura 44, foram fabricados em cobre, com secção de 35 mm^2 e isolamento adequada à intensidade de corrente máxima de 130 A, com engates rápidos para as conexões nas resistências elétricas.

Figura 44. Cabos de alimentação e controle das resistências elétricas de aquecimento.



a) Terminal da resistência elétrica.



b) Terminal no equipamento.

Fonte: INFOSOLDA/ENGEMET (2021).

Os cabos de compensação utilizados foram fabricados com as mesmas ligas metálicas dos termopares do tipo K (Cromel/Alumel), tornando-os apropriados para leituras de temperatura até 1260°C (INFOSOLDA,2021).

Foram utilizadas resistências elétricas senoidal e potência de 8 kW do modelo mostrado na Figura 45.

Figura 45. Resistência elétrica senoidal montada na região de solda tubo-conetor.



Fonte: INFOSOLDA/ENGEMET (2021).

Para o isolamento das peças e execução da manutenção da temperatura, foi utilizada uma manta térmica de fibro-cerâmica para isolamento térmico a altas temperatura, com densidade mínima de 96 kg/m^3 e espessura de 25,4mm, do tipo mostrado na Figura 46.

Figura 46. Manta térmica de fibro cerâmica.



Fonte: INFOSOLDA (2021).

Foi utilizado no processo, o fio de termopar para descarga capacitiva, ilustrado na Figura 47, conforme a norma AWS D10.10 – *Recommended Practices for Local Heating of welds in Piping and Tubing*, a qual orienta que seja utilizado esse modelo de termopar nestas condições.

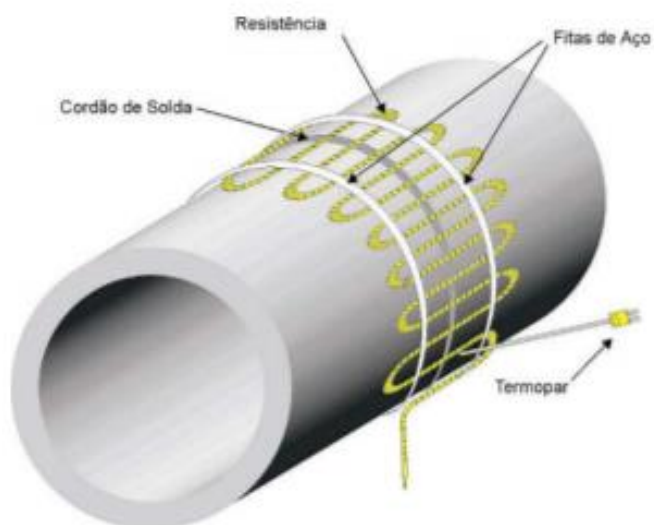
Figura 47. Termopar capacitivo.



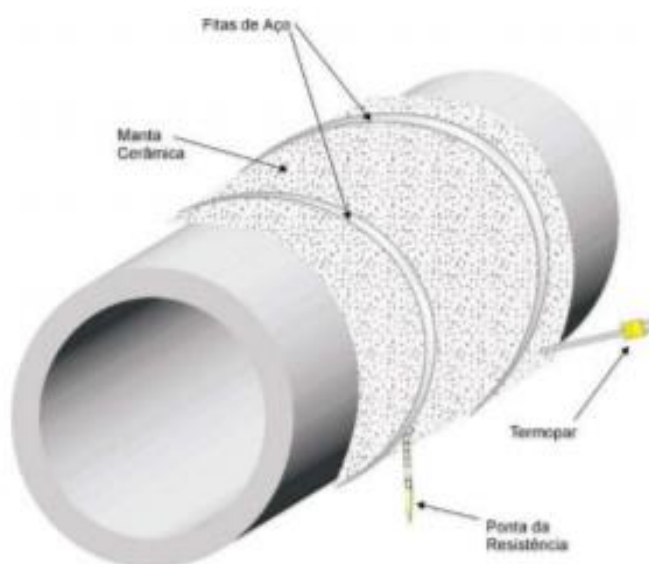
Fonte: INFOSOLDA (2021).

A Figura 48 ilustra, de forma esquemática, a sequência de montagem dos sistemas de aquecimento e isolamento e componentes de controle de temperatura na região de solda circunferencial de união entre tubos.

Figura 48. Sequência de montagem e fixação da resistência elétrica, termopar e manta térmica.



a) Montagem e fixação das resistências



b) Montagem e fixação de termopares

Fonte: INFOSOLDA (2021).

Na Figura 49, apresenta o tubo com todo o sistema de aquecimento, isolamento e controle montados na extremidade com conector fêmea (*box*) e interligados ao equipamento de energia.

Figura 49. Tratamento térmico da extremidade do tubo com conector fêmea (*box*)



a) Vista Lateral do sistema de Trat. Térmico.

b) Vista frontal do sistema de Trat. Térmico.



Tubo posicionado e apoiado para execução do Tratamento Térmico.

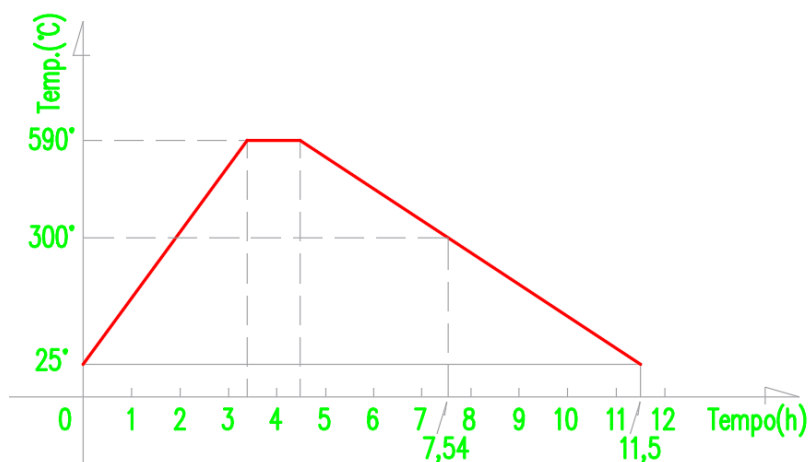
Fonte: AUTOR (2021).

O alívio de tensões térmico foi executado apenas na extremidade com conector fêmea do tubo número 007315 também denominado TT.

O processo consistiu em elevar a temperatura da região soldada até 590 °C, à uma taxa de aquecimento de 175°C/h mantendo-a neste patamar de 590°C, por uma hora e depois, deixando a peça resfriar, no mesmo local, até a temperatura ambiente (ar tranquilo) $t \cong 25^{\circ}\text{C}$.

Caso se considerasse a temperatura intermediária $T_{int.} = 300^{\circ}\text{C}$, como possível para a continuidade dos processos produtivos, neste ponto já teriam sido consumidos 7,54 hs de processo, à taxa de resfriamento de 80,7°C/h ao ar tranquilo sobre plataformas de apoio. Considerando a temperatura final a ambiente $t \cong 25^{\circ}\text{C}$, com a mesma taxa de resfriamento, o tempo total de processo chegaria a 11,5 horas. A Figura 50 retrata, orientativamente, as fases do processo de tratamento térmico realizado.

Figura 50. Gráfico orientativo do processo de tratamento térmico realizado.



Fonte: AUTOR (2021).

3.2.4 Processo de Alívio de Tensão por Vibração.

Já o tratamento de alívio de tensões por vibração ressonante empregado foi o FÓRMULA 62, da fabricante SRE (*Stress Relief Engineering Company*), representada pela empresa ENERGYARC, considerando as normas ASME Seção VIII para tratamento térmico e AWS D1.1, AWS D14.1 e AWS D14.4 para o tratamento de vibração.

Foram utilizados os seguintes equipamentos para realização dos trabalhos: um dispositivo projetado para montagem e posicionamento sobre o tubo do moto vibrador e do acelerômetro. O sistema de controle e comando do vibrador composto de um painel elétrico, para o controle da aceleração do motor-massa e controle de tempo de tratamento.

A frequência em vibração foi obtida através de um software analisador de espectro de áudio, o SPECTROID de Carl Reinke, instalado em celular.

3.2.4.1. Equipamento para Alívio de Tensões através de Vibração Fórmula 62.

O equipamento Fórmula 62 é composto dos seguintes componentes: Indutor de vibração, sensor de vibração (acelerômetro) e painel de controle com fonte estabilizadora. A Figura 51(a) apresenta o console, que contém o painel de controle e locais para acomodação dos demais elementos para execução dos trabalhos de alívio de tensão como o indutor de vibração, fonte, acelerômetro etc. A Figura 51(b) mostra o indutor de vibração montado sobre a base, que será montada sobre o dispositivo de fixação sobre o tubo. Nesta mesma base será

montado o acelerômetro ao lado do indutor. O painel de controle do vibrador possui registrador gráfico, para o registro de todo o processo de tratamento.

Figura 51. Equipamento Formula 62 para execução de alívio de tensões residuais.



(a) Painel de controle



(b) Indutor de vibração e acelerômetro

Fonte: ENERGYARC (2021).

3.2.4.2 Projeto do dispositivo para Vibração.

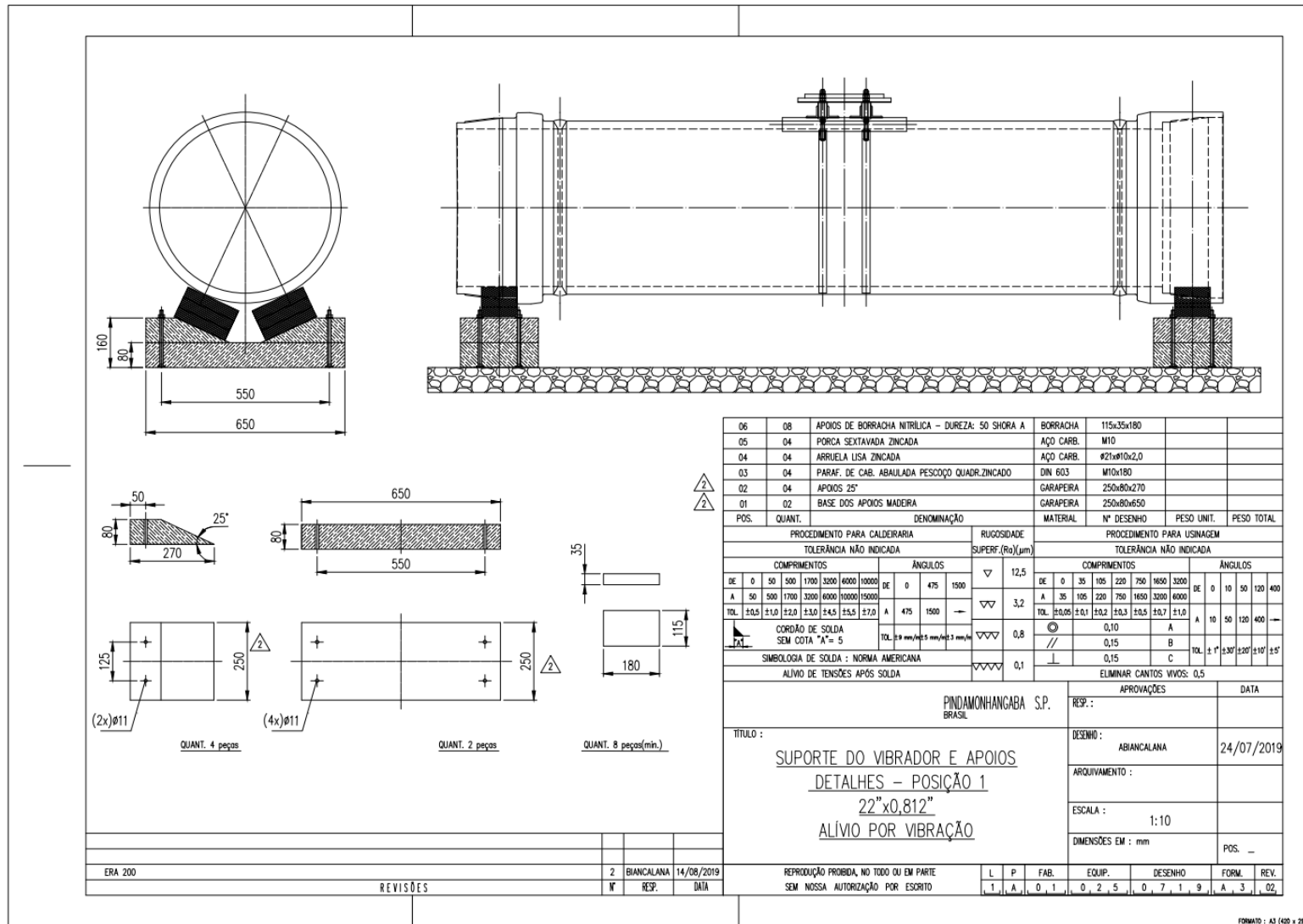
O conjunto é formado por um dispositivo, para montagem e posicionamento do moto vibrador e do acelerômetro sobre o tubo, de um conjunto de mancais de apoio, no qual são montados amortecedores de borracha. O tubo deve poder vibrar livremente sem tocar o solo, o que é proporcionado por estes componentes.

Para que as vibrações induzidas ao sistema, tubo mais conectores, sejam efetivas ou seja, com um mínimo de perdas, o dispositivo de apoio do vibrador deve estar perfeitamente integralizado com o tubo, deve estar firmemente afixado ao mesmo. Isto foi possível através de duas cintas metálicas, para abraçamento do tubo com regulagens e aperto existentes nas laterais da mesa de montagem do vibrador. Todo este sistema foi construído em aço carbono, conforme indicado na lista de peças do desenho e soldado.

Os amortecedores são fabricados em borracha com dureza 20 a 60 SHORE A, sendo que sua utilização está em facilitar a vibração livre do tubo sobre os apoios. Todos os componentes utilizados na fabricação dos dispositivos de testes, a menos dos parafusos e barras roscadas, partiram do reaproveitamento de matérias primas existentes e utilizadas em projetos passados.

A Figura 52 ilustra o projeto destes sistemas: suporte para o conjunto vibrador e acelerômetro e os mancais de apoio para assentar o tubo sobre amortecedores de borracha. Estes mancais e amortecedores foram desenhados nas posições de trabalho.

b) Projeto mecânico dos suportes de apoio e amortecedores do tubo.



Fonte: AUTOR (2021).

Na Figura 53, mostra o dispositivo de sustentação do vibrador e acelerômetro já montado sobre o tubo de teste e os mancais de apoio.

Figura 53. Projeto mecânico do dispositivo de sustentação vibrador com o acelerômetro e apoios com amortecedores de borracha.



a) Vista frontal do dispositivo.



b) Vista lateral do dispositivo.



c) Apoio em madeira garapeira.



d) Amortecedores de borracha posicionados.

Fonte: AUTOR (2021).

3.2.4.3 Montagem do dispositivo e execução dos testes de alívio por vibração.

Para a realização dos testes foi escolhido um lugar plano adequado e seguro dentro da fábrica onde foram posicionados os suportes de madeira e, sobre este, os amortecedores de borracha. Os tubos utilizados para os testes possuíam o comprimento médio e peso conforme indicado na Tabela 13.

Num primeiro momento, o tubo foi posicionado sobre os amortecedores. As extremidades do tubo foram posicionadas a aproximadamente 250 mm do centro dos suportes amortecedores, Figura 54a e Figura 54b. Em seguida marcou-se o centro do comprimento longitudinal do tubo sendo posicionado, neste local, o dispositivo suporte do indutor de vibração. A posição central do produto, para a montagem do indutor de vibração, foi escolhida devido à ensaios anteriores que mostraram a ocorrência da simetria dos deslocamentos da superfície da peça ao longo do seu comprimento em vibração ressonante, correspondendo à variação da amplitude em um plano preferencial. O dispositivo foi montado e fixado neste local, nivelando-o nas direções paralela e perpendicular à linha de centro do tubo (direções transversal e paralela à solda longitudinal do tubo) Figura 54c, 54d, 53e e 54f. Feito isto, foi executada a montagem mecânica do indutor de vibração sobre o dispositivo e as conexões elétricas deste com o painel de comando. A partir deste momento, iniciou-se o tratamento de vibração.

Figura 54. Montagem do suporte do indutor no tubo e apoios flexíveis.



a) Amortecedores lado box



b) Amortecedor lado pin



c) Nivelamento transversal à solda. (paralelo)



d) Nivelamento longitudinal à solda.



e) Dispositivo fixado e alinhado.

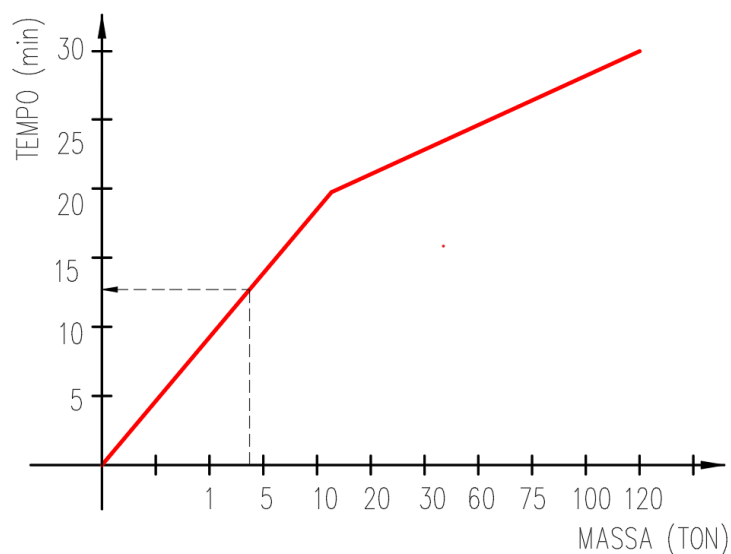


f) Montagem do indutor e acelerômetro

Fonte: AUTOR (2021).

Em se tratando de uma estrutura de grandes dimensões, como também linear e uniforme, apresentando baixa complexidade construtiva com peso aproximado de 40 kN (4000 kgf), o tempo foi ajustado para 15 minutos, obtido através da Figura 55.

Figura 55. Tempo do processo de vibração ressonante versus peso da peça.



Fonte: Adaptado de ENERGYARC (2021)

Terminada a montagem iniciaram-se os testes com a verificação do funcionamento de todo o sistema em baixa frequência. Uma vez certificado de que os componentes, suas fixações mecânicas e respostas elétricas estavam correspondendo de acordo com o esperado, iniciaram-se os testes com a busca da frequência natural da peça ou frequência de ressonância.

A busca da frequência natural consiste em ir aumentando progressivamente a frequência de vibração do indutor, que é mostrado no dial do painel de comando. Este equipamento não indica a frequência em que a peça está trabalhando e nem sua amplitude.

Esta frequência é encontrada manualmente através de um potenciômetro no painel e do dial do aparelho, que permitem alterar e visualizar a resposta de frequência de trabalho do indutor. Um registrador gráfico vai mostrando a dinâmica de todo o processo.

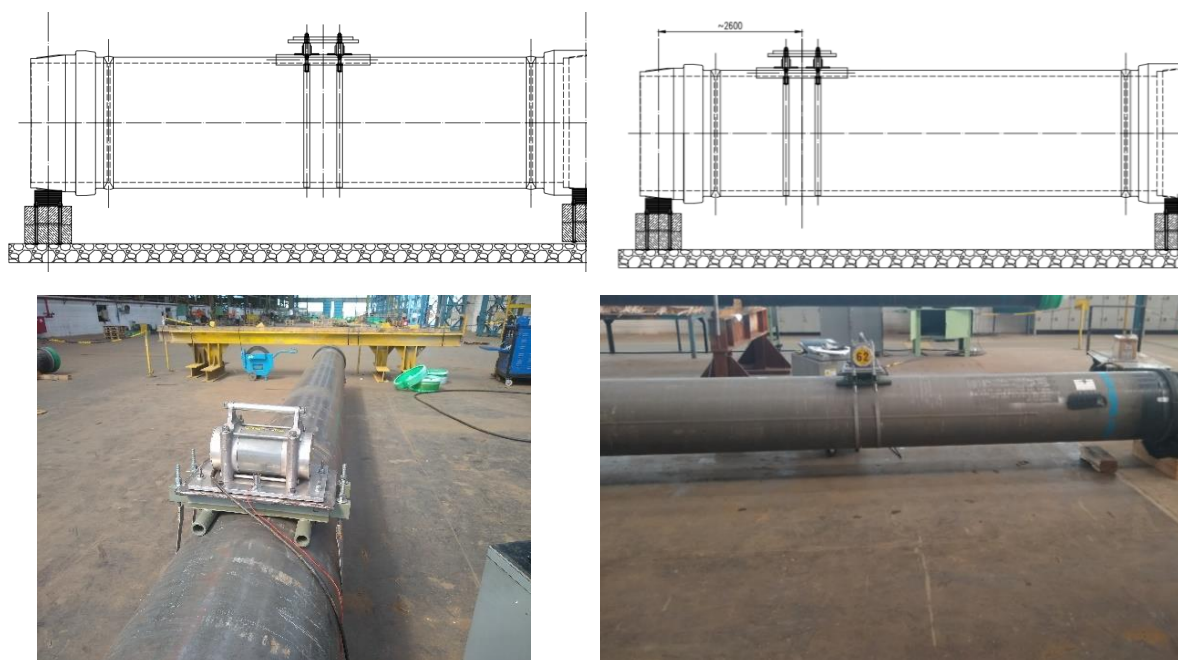
Pode-se observar, através do gráfico de resposta dos testes que num primeiro momento, com o aumento da frequência de trabalho do indutor ajustada através do potenciômetro e verificada no dial do equipamento, a curva do gráfico é ascendente até um determinado momento e embora a frequência do indutor continue subindo, pois continuou-se manualmente a acionar o potenciômetro neste sentido, o ponteiro analógico do dial apresentou um retrocesso nos valores indicados. Neste momento fez-se o ajuste do ponto no qual ocorreu o retrocesso dos valores indicados. De acordo com o fabricante SRE (*Stress Relief Engineering Company*) este é o ponto indicativo da frequência natural ou frequência de ressonância do tubo. O tempo dispendido para se chegar à determinação desta frequência é de aproximadamente dois minutos.

As peças foram submetidas a dois processos de tratamento para alívio de tensões por vibração ressonante intermitente, que aqui denominamos de Vibração Simples (TVS) e

Vibração Dupla (TVD). A Figura 56 apresenta o dispositivo de vibração montado para os dois tipos de tratamentos.

O processo de Vibração Simples (TVS) foi executado na peça de mesmo nome TVS e consistiu, primeiramente, em determinar o ponto mais conveniente de montagem do vibrador, em torno ao ponto central da peça, que viesse a produzir as maiores amplitudes de vibração nas regiões da solda a ser tratada.

Figura 56. Posicionamento do vibrador nos processos de vibração simples e dupla.



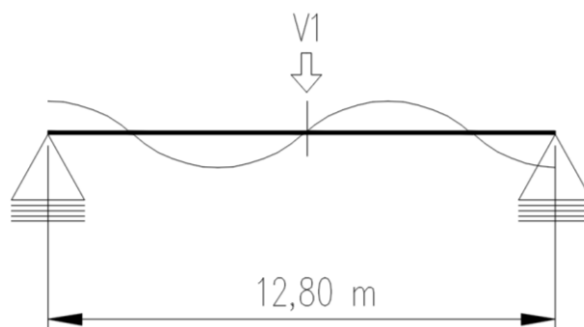
Vibrador ao redor do centro do tubo
Vibração Simples – TVS

Vibrador próximo à extremidade
Vibração Dupla – TVD

Fonte: AUTOR (2021).

Para isso, primeiramente o dispositivo vibrador foi montado no comprimento longitudinal médio da peça, sobre o cordão de solda longitudinal do tubo, e posto para vibrar na primeira frequência de ressonância identificada pelo aparelho por curto período. Nesta condição, Figura 57 a peça vibrou no quarto modo de ressonância, para uma viga bi-apoiada, com valores pequenos de amplitudes de vibração nas regiões requeridas para o tratamento, sendo que, o analisador de espectros não registrou a frequência de ressonância. Este fato foi verificado, também, com areia depositada no interior do tubo, a qual se desloca até parar sobre o nó de vibração, mostrando que o dispositivo vibrador tinha sido montado muito próximo ou praticamente sobre este nó de vibração central da viga.

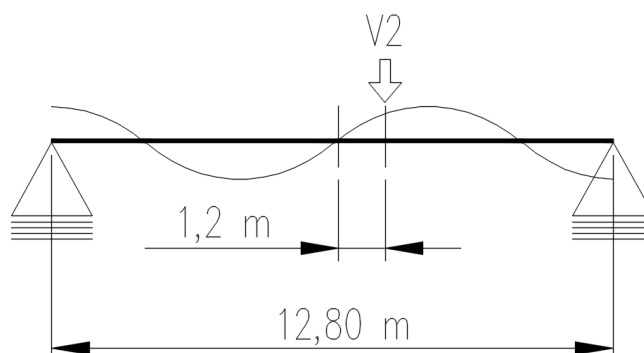
Figura 57. Posição de montagem do dispositivo de vibração no centro da peça



Fonte: AUTOR (2021).

Reposicionado o vibrador, para uma posição deslocada do centro em 1,20 m, Figura 58 e, sendo repetida a análise dos deslocamentos da viga em ressonância, verificou-se uma maior amplitude nas regiões de solda circunferencial, com a viga emitindo um som audível, como um uivo, nestas condições de ressonância. A nova posição para o indutor de vibração correspondeu a 1/4 da distância entre os dois nós de vibração.

Figura 58. Nova posição de montagem do dispositivo de vibração deslocado do centro da peça.



Fonte: AUTOR (2021||).

Nesta condição foram iniciados os processos de alívio de tensões por vibração, com o dispositivo de vibração posicionado sobre a solda longitudinal do tubo, vibrando a peça em ressonância pelo tempo de 15 minutos. Esta posição de trabalho foi denominada de posição 0°, Figura 59a.

Num segundo momento o conjunto foi girado de 90° no sentido horário e, mantendo o vibrador na posição V2 do comprimento do tubo, executou-se o processo de vibração com a mesma duração de tempo de 15 minutos. Esta nova posição de trabalho foi chamada de posição 90°, Figura 59b.

Figura 59. Processo TVS. Posicionamento do indutor de vibração no tubo



a) Indutor à 0° sobre a solda

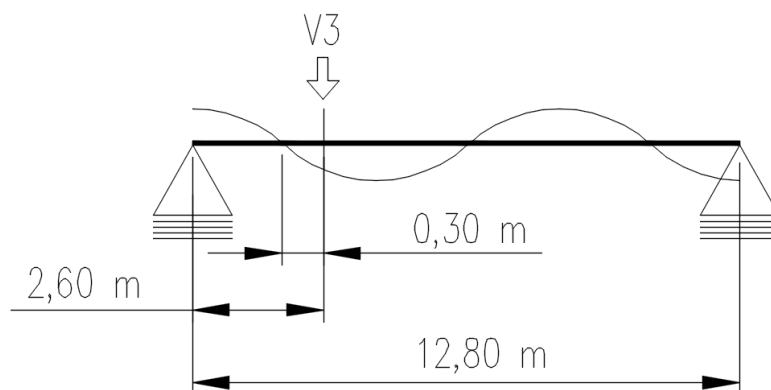
(b) Indutor à 90° da solda

Fonte: AUTOR (2021).

O tempo total relativo à Vibração Simples (TVS) foi de 30 minutos sendo, 15 minutos sobre a solda longitudinal do tubo, na posição 0°, e mais 15 minutos na posição à 90°. A frequência de ressonância lida no SPECTROID foi de 60 Hz, para as duas condições.

O processo de Vibração Dupla (TVD) foi executado na peça de mesmo nome TVD. Este processo consistiu em posicionar o indutor de vibração na posição referente à indicada na Figura 59a, sobre a solda longitudinal, executando a vibração ressonante pelo período de 15 minutos. Com o sistema de vibração posicionado, o tubo foi rotacionado de 90°, no sentido horário, e o sistema de vibração reposicionado nesta região, Figura 59b. Novamente o tubo foi vibrado em ressonância por 15 minutos. Até este momento, o processo correspondeu ao executado na peça TVS, sendo que a frequência de ressonância, para as duas condições, se manteve a mesma já encontrada em 60 Hz. A este conjunto de tratamentos foi acrescido um terceiro na região próxima à extremidade do conector macho, Figura 60, com a intenção de intensificar os deslocamentos das superfícies da solda circunferencial, pela amplificação das amplitudes de vibração nestas regiões da solda circunferencial. Neste local o sistema de vibração foi montado sobre a solda longitudinal do tubo, sendo este novamente vibrado em ressonância por 15 minutos. A frequência de ressonância lida foi a mesma de 60 Hz. Este conjunto de tratamentos foi denominado Tratamento de Vibração ressonante Duplo TVD.

As distâncias entre os nós de vibração foram medidas e, para a execução do tratamento na extremidade da peça, o dispositivo de vibração foi deslocado do nó, neste local, em 300 mm, sendo montado à distância de 2600 mm da extremidade macho (*pin*) da peça, Figura 60.

Figura 60. Posição de montagem do dispositivo de vibração-extremidade da peça.**Fonte:** AUTOR (2021).

Portanto, o tempo total gasto com o tratamento de Vibração Dupla (TVD) foi de 45 minutos, sendo, 30 minutos na posição próxima à central, mais 15 minutos na posição próxima à extremidade da peça.

A Tabela 15 sintetiza os tempos médios dispendidos com cada um dos tratamentos de alívio de tensões aqui praticados.

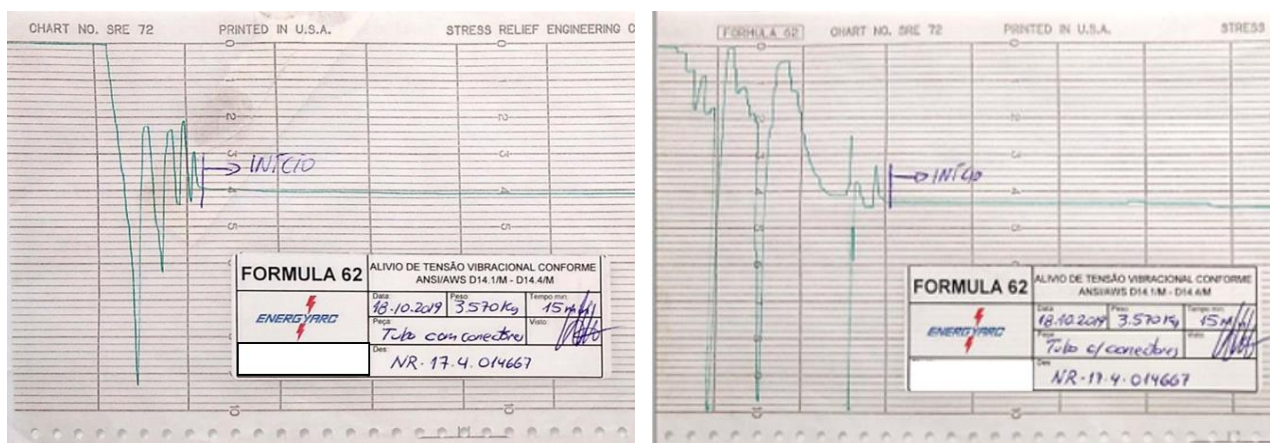
Tabela 15. Especificação dos tubos com conectores, respectivos tratamentos e tempos de processo.

TUBO COM CONECTORES	ALÍVIO DE TENSÕES	TEMPO DE TRAMENTO (horas)
007441 – ST	ST – Sem tratamento	-----
007315 – TT	TT – Tratamento térmico	7
014667 – TVS	TVS – Trat. Vibratório Simples	0,5
017274 – TVD	TVD – Trat. Vibratório Duplo	0,75

Fonte: AUTOR (2021).

O equipamento de vibração apresenta o gráfico do processo relacionando o tempo de vibração pelo comportamento do produto em vibração ressonante. Quando o gráfico passa a apresentar uma curva paralela ao eixo das abscissas, significa que o produto entrou em ressonância com o sistema de vibração e o tempo de permanência em vibração ressonante passa a ser contado. No final deste tempo, considera-se o produto tratado. Os gráficos, Figura 61a e 61b apresentam os resultados do comportamento do produto TVS e os gráficos, Figura 62a, 62b e 62c, os resultados referentes ao comportamento do produto TVD.

Figura 61. Resultados para o Tratamento TVS na peça de mesmo nome.

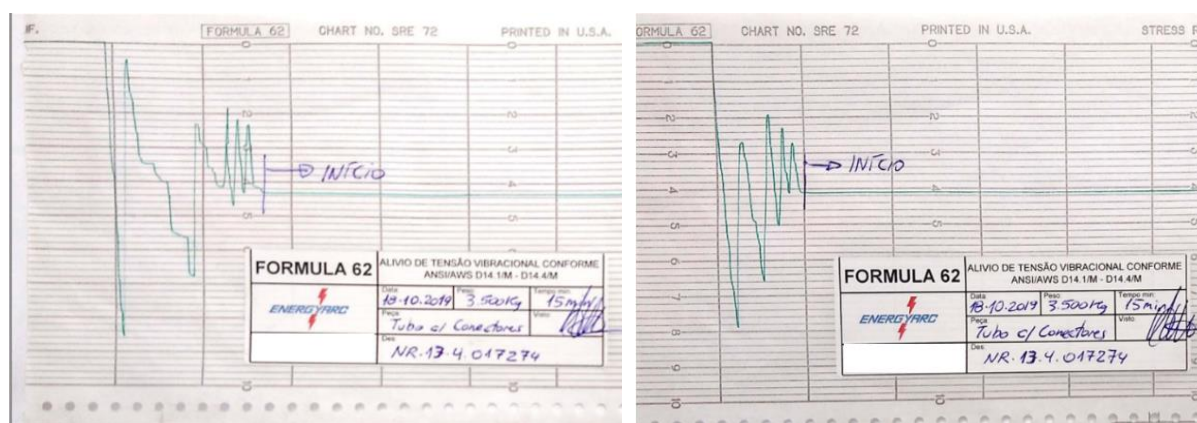


a) Tubo TVS - Vibração na posição 0°

b) Tubo TVS - Vibração na posição 90°

Fonte: AUTOR (2021).

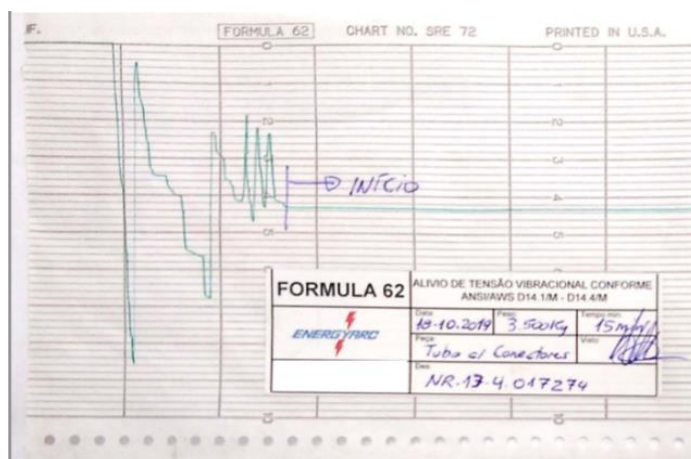
Figura 62. Resultados para o tratamento TVD na peça de mesmo nome.



a) Tubo TVD - Vibração na posição 0°

b) Tubo TVD - Vibração na posição 90°

c) Indutor distante 2600 mm da extremidade da peça.



Fonte: AUTOR (2021).

3.3 ENSAIOS MECÂNICOS

Os processos de tratamento para alívio de tensões foram avaliados através dos ensaios de dureza Vickers, tenacidade ao impacto CVN, e a tenacidade à fratura CTOD, além dos ensaios de tração longitudinal e transversal e de ensaios de dobramento, com os corpos de provas sendo retirados da região da solda circunferencial entre tubo e conector do lado (*box*), Figura 63.

Figura 63. Local de retirada dos corpos de prova.

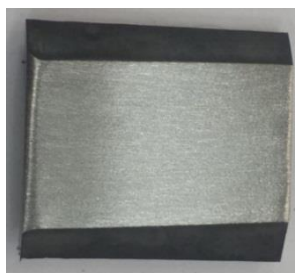


Fonte: AUTOR (2021).

3.3.1 Caracterização Química.

As análises foram realizadas no metal base do tubo e no metal base do conector. As amostras foram obtidas através de cortes de anéis em serra fita com 50 mm de largura, sendo posteriormente usinadas por fresamento nas dimensões de 50 mm x 50 mm x 15 mm, e lixadas com lixa na granulometria 80, Figura 64.

Figura 64. Amostra para aquisição da composição química do material do tubo e do conector.



Fonte: AUTOR (2021).

O método de análise utilizado foi a espectrometria de emissão óptica, sendo realizada de acordo com a norma ASTM A-751 e ASTM A-403. O equipamento utilizado para realização dos testes foi do tipo e modelo do SPECTRO MAXX, modelo semelhante ao da Figura 65, com software adequado à aplicação, o qual identifica e analisa os componentes e suas quantidades em % de massa.

Figura 65. Espectômetro de emissão óptica SPECTRO MAXX ADVANCED.



Fonte: SPECTRO ANALYTICAL INSTRUMENTS INC., (s.d).

3.3.2 Ensaio de Dureza.

Todos os ensaios de dureza foram realizados no método Vickers, e foram executados conforme a norma ASTM E-92 com uma carga de 10 kgf, na região da solda circunferencial, ZTA do tubo e do conector e no metal base do tubo e conector através de durômetro semelhante da marca Mitutoyo modelo HV 110/120 série 810-440A, Figura 66.

Figura 66. Durômetro Mitutoyo HV 110/120 série 810-440A.



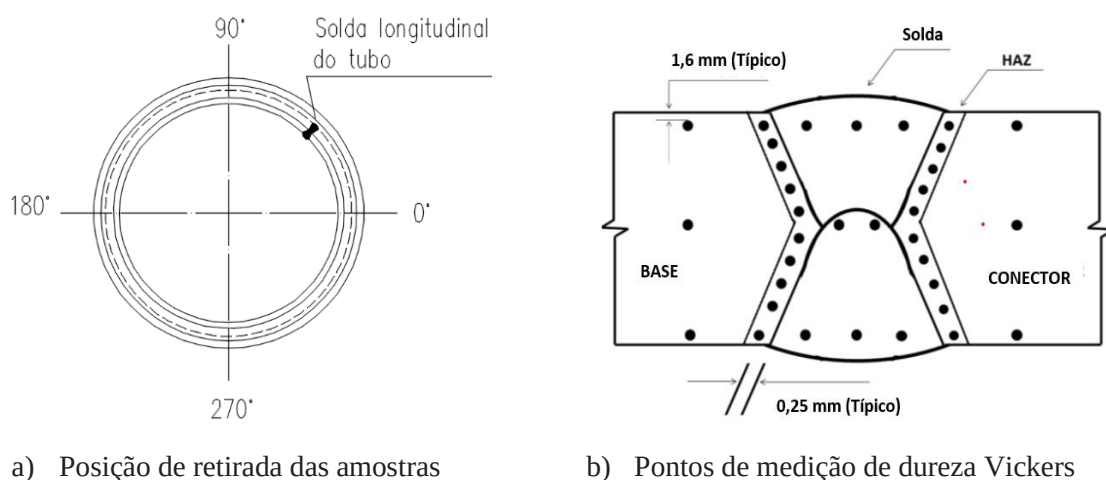
Fonte: Catálogo MITUTOYO, (2022).

A seção transversal do tubo foi dividida em quatro quadrantes: 0°; 90°; 180° e 270°, conforme a Figura 67a. Para cada uma destas posições, foram confeccionadas amostras, conforme a Figura 67b, transversais ao cordão de solda circunferencial, entre tubo e conector

na qual pode ser observada a quantidade de pontos de leitura de dureza, o local ou região e a distribuição dos pontos ensaiados.

Os pontos de ensaios de dureza mais externos à amostra, distam, aproximadamente 1,6 mm do diâmetro externo e interno do tubo. Os ensaios de dureza na região da ZTA, distam, aproximadamente 0,25 mm da região da solda, Figura 67b.

Figura 67. Posições de retirada das amostras no produto e detalhes com os pontos de medição de dureza Vickers.



Fonte: AUTOR (2021).

A quantidade de testes de dureza Vickers, executada nas amostras, está indicada na Tabela 16, sendo; MBT=Metal Base do Tubo; ZTAT = Zona Termicamente Afetada no Tubo; ZTAC=Zona Termicamente Afetada no Conector; MBC=Metal Base do Conector.

Tabela 16. Quantidade de leituras de dureza Vickers x Local por amostra.

LOCAL/REGIÃO	MBT	ZTAT.	SOLDA	ZTAC.	MBC
QUANTIDADE:	3	10	8	10	3
TOTAL POR POSIÇÃO ANGULAR:					34
TOTAL POR PEÇA (TUBO C/CONECTORES):					136
TOTAL PARA AS QUATRO PEÇAS:					544

Fonte: AUTOR (2021).

Considerando, as quatro regiões angulares estudadas, foram produzidos o total de 136 leituras de dureza Vickers para cada produto, com um total de 544 leituras considerando as quatro peças.

Os resultados de dureza forneceram as bases para o estudo da influência dos tratamentos de alívio de tensões sobre os produtos ensaiados, assim como permitiram caracterizar sua ocorrência e a sua efetividade.

Em apoio aos estudos foi utilizado modelamento estatístico de análise de variância ANOVA (*Analysis Of Variance*) que permitiu avaliar qualitativamente os resultados.

Aos resultados de dureza foi aplicado um DOE (*Design Of Experiment*) com a execução de um modelamento estatístico Fatorial Completo com Multiníveis, com experimentos com três fatores (dois com quatro níveis e um com cinco níveis), considerando uma variável de saída principal (resultados médios de dureza) e somente uma repetição, uma vez que a média considerada é o resultado de várias medidas em cada local de seleção. Em seguida foi aplicada a Análise de Variância ANOVA. Os valores foram executados através do software MINITAB.

O primeiro fator foi a Condição composta: pelo produto como soldado ST, produto tratado termicamente TT, produto tratado por vibração ressonante intermitente simples TVS, e produto tratado por vibração ressonante intermitente dupla TVD, que serão indicados pelas iniciais, ST, TT, TVS e TVD.

O segundo fator foi o Local de Medição (MB Tubo, ZTA Tubo, SOLDA, ZTA CONECTOR e MB CONECTOR) e o último fator foi o Ângulo de posição (0 °, 90 °, 180 ° e 270 °).

Para aplicação do Fatorial Completo Multiníveis foram considerados os seguintes FATORES: A - CONDIÇÃO; B - LOCAL DE MEDIÇÃO e C – ÂNGULO (POSIÇÃO) com os seus respectivos níveis, como indicados na Tabela 17.

Tabela 17. Tabela de Fatores e Níveis para aplicação do Fatorial Completo

FATORES		
A – CONDIÇÃO	B - LOCAL DE MEDIÇÃO	C - ÂNGULO (POSIÇÃO)
1 - ST - Sem tratamento	MB TUBO	0°
2 - TT – Tratamento térmico	ZTA TUBO	90°
3 - TVS – Tratam. Vibratório Simples	SOLDA	180°
4 - TVD – Tratam. Vibratório Duplo	ZTA CONECTOR	270°
	MB CONECTOR	

Fonte: AUTOR (2021).

Sendo:

Local de Medição – MB Tubo e MB Conector => média entre 3 medições;

Local de Medição – Solda => média entre 8 medições

ZTAT e ZTAC => média entre 10 medições.

Os fatores ou variáveis de dados de entrada de alimentação do software MINITAB foram os seguintes: FATOR CONDIÇÃO, possuindo quatro níveis de dados; FATOR LOCAL DE MEDIÇÃO, com cinco níveis; e FATOR POSIÇÃO ANGULAR, com quatro níveis. Estes fatores foram associados a um projeto de experimentos que permitiu a execução de um fatorial completo multiníveis.

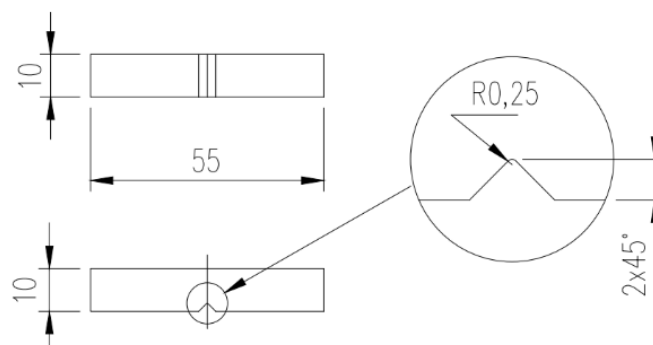
Como RESPOSTA da análise, temos a dureza, como média das medições de durezas e uma REPETIÇÃO. Consideramos a MÉDIA, como uma repetição, uma vez que, o número de observações é diferente para cada local de medição.

3.3.3 Ensaio de Impacto Charpy “V”.

Os ensaios de tenacidade ao entalhe foram realizados a partir da técnica Charpy com entalhe em “V” conforme a norma API RP 5C6 e ASTM A370 na temperatura de -20°C, na região de solda circunferencial. (API 5C6, 2006)

Nesta região foram confeccionadas amostras para o metal de solda, para a ZTAC do conector e ZTAT do tubo e para o metal de base do conector e tubo, conforme desenho da Figura 68.

Figura 68. Desenho para fabricação das amostras CVN – 10 x 10 x 55 mm, conforme ASTM A370.



Fonte: AUTOR (2021).

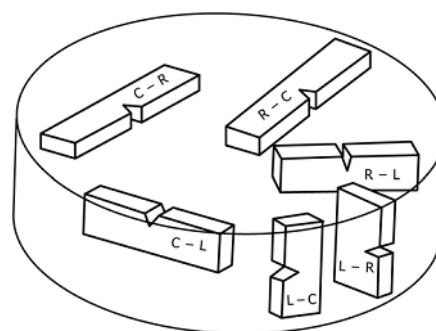
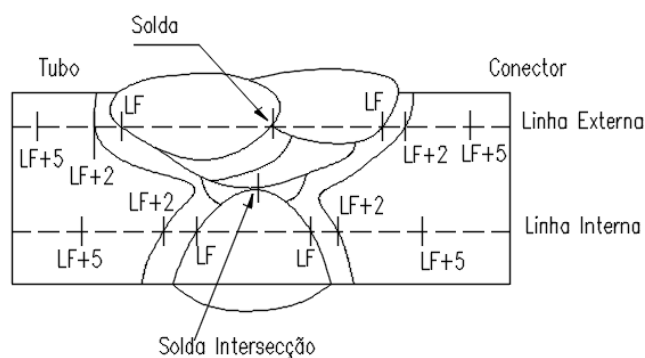
As amostras foram confeccionadas na posição de 1/4 da espessura da peça, medida a partir do seu diâmetro externo – linha externa - e também, a partir do seu diâmetro interno – linha interna - na região da solda circunferencial.

As amostras foram retiradas da região de solda com a raiz do entalhe da amostra orientada perpendicularmente à superfície de teste da solda, conforme a direção L-C, Figura 69.

Figura 69. Local de retirada das amostras CVN e posição do entalhe com relação à solda.

a) Local de retirada das amostras.

b) Posição da amostra-relação à solda, L-C.



Fonte: AUTOR (2021).

Foram fabricadas amostras do centro da solda e na solda de intersecção entre as soldas externas com as internas, executadas a partir dos diâmetros externo e interno respectivamente.

A amostra no metal de solda compôs 100% da região do entalhe em V, o mesmo ocorrendo na região de ZTA, quando possível. (API 5C6, 2006)

No desenho, Figura 69, “LF” é a Linha de Fusão; LF+2, LF+5, são posições, distantes da linha de fusão, 2 mm e 5mm respectivamente. Portanto, as marcações sobre as linhas externa e interna representam os locais nos quais foram retirados os espécimes para a confecção das amostras de Charpy. A linha de fusão LF é a fronteira, por assim dizer, entre a poça de solda e

o metal base da peça afetado pelo calor, caracterizada pela ZTA do componente. A distância LF+2 mm, corresponde ao local próximo ao final da influência das temperaturas de soldagem, ou, final da ZTA e a posição LF+5m a um local sobre o metal base do componente.

Para cada local, indicado na Figura 69, foram confeccionadas três amostras. Considerou-se, para aceitação da peça, o valor de 14 J para energia mínima absorvida para amostra individual e, 20 J o valor mínimo para a média dos três resultados individuais. A Tabela 19 sumariza o que foi relatado.

A Tabela 18 apresenta a quantidade total de 42 amostras, correspondendo a: 18 amostras, para cada linha superior e 18 amostras para a linha inferior, mais 6 amostras referentes às das regiões de solda e intersecção de soldas.

Tabela 18. Amostras de Charpy V. Quantidades para cada local.

TESTES	QUANTIDADE	OBSERVAÇÕES
LF+5 mm	03	-20°C (1/4 espessura)
LF+2 mm	03	-20°C (1/4 espessura)
LF – CONECTOR ZTA	03	-20°C (1/4 espessura)
SI - Intersecção Solda	03	Intersecção solda externa c/interna
S – Solda	03	-20°C (1/4 espessura)
LF - TUBO ZTA	03	-20°C (1/4 espessura)
LF+2 mm	03	-20°C (1/4 espessura)
LF+5 mm	03	-20°C (1/4 espessura)
TOTAL AMOSTRAS	42	

Fonte: AUTOR (2021).

O equipamento utilizado para a realização dos ensaios foi uma máquina de ensaio de impacto similar a Charpy HST GROUP JBS-300B semi automática com carenagem de proteção do pêndulo semelhante à da Figura 70(a).

As peças foram resfriadas em um refrigerador elétrico e mantidas em um banho de álcool e gelo seco (CO_2) à temperatura de -20°C sendo manipuladas e posicionadas no ponto de ensaio através de um tenaz em tempo menor ou igual a 5 segundos. O equipamento utilizado foi o similar ao refrigerador Quimis ultratermostático semelhante ao modelo Q214S para banhos de -20° a +120°C, Figura 70(b).

Figura 70. Equipamentos para realização dos ensaios de Charpy.

(a) Máquina de ensaio Charpy JBS-300B.



Fonte: HST GROUP (2023).

(b) Refrigerador Quimis Ultratermostático Q214S.



Fonte: QUIMIS (2023).

Para a execução do modelamento estatístico, o local de estudo, foi dividido nas regiões do conector, do tubo e região da solda. Na região do conector, Tabela 20, foram analisados os resultados de dureza nas linhas externas e internas, conforme desenho do corpo de provas associados aos fatores condição e região, o mesmo ocorrendo para a região do tubo, Tabela 21. Já na região da solda o fator condição foi avaliado com relação as regiões de solda superior e solda de intersecção, Tabela,22.

Foram considerados quatro planejamentos de experimentos (DOE), sendo dois fatoriais completos para o conector, considerando: um com os fatores para os resultados da linha externa, e um segundo, para os da linha interna. Para o tubo, a mesma coisa; dois fatoriais completos para a análise do tubo, considerando: um com os fatores para os resultados da linha externa e um segundo para os da linha interna da região do tubo. As Tabelas 19 a 21 mostram o planejamento.

Tabela 19. Planejamento para análise de variância ANOVA para o Conector.

ANÁLISE CONECTOR				
RESULTADOS LINHA EXTERNA			RESULTADOS LINHA INTERNA	
NÍVEIS	FATORES		FATORES	
	CONDIÇÃO	REGIÃO	CONDIÇÃO	REGIÃO
	ST	LF	ST	LF
	TT	LF+2 mm	TT	LF+2 mm
	TVS	LF+5 mm	TVS	LF+5 mm
	TVD		TVD	

Fonte: AUTOR (2021).

Tabela 20. Planejamento para análise de variância ANOVA para o Tubo.

ANÁLISE TUBO				
RESULTADOS LINHA EXTERNA			RESULTADOS LINHA INTERNA	
NÍVEIS	FATORES		FATORES	
	CONDIÇÃO	REGIÃO	CONDIÇÃO	REGIÃO
	ST	LF	ST	LF
	TT	LF+2 mm	TT	LF+2 mm
	TVS	LF+5 mm	TVS	LF+5 mm
	TVD		TVD	

Fonte: AUTOR (2021).

Para a região de solda um único projeto de experimento foi aplicado como planejado na Tabela 21.

Tabela 21. Planejamento para análise de variância ANOVA para a Solda.

ANÁLISE SOLDA		
NÍVEIS	FATOR 1	FATOR 2
	CONDIÇÃO	REGIÃO
	ST	SOLDA SUPERIOR
	TT	SOLDA INTERSECÇÃO
	TVS	
	TVD	

Fonte: AUTOR (2021).

3.3.4 Ensaio de Tração.

Os ensaios foram realizados na temperatura ambiente em uma máquina semelhante à KRATOS com capacidade de 100 toneladas-força, semelhante à da Figura 71, para corpos de prova de secção plana e cilíndrica, conforme norma ASME IX, QW-153; API 5CT (2001) / ASTM A 370 (2007) e ASTM E8 (2004). O equipamento é calibrado anualmente através de órgãos credenciados pelo IPT-SP (Instituto de Pesquisas Tecnológicas).

Figura 71. Equipamento de ensaio de tração KRATUS – 1000 kN (100 tf).



Fonte: AUTOR (2023).

Os corpos de prova foram retirados do tubo nas quantidades e locais, na região de solda circunferencial, Figura 72, segundo a norma API 5CT (2011) da seguinte maneira e nas seguintes quantidades antes e depois dos ensaios e para o produto como soldado:

1. Um corpo de prova de tração cilíndrico longitudinal à solda circunferencial de união do tubo ao conector. Localização: região à 90° do cordão longitudinal do tubo. Um corpo de prova para cada produto. (ST, TVS, TVD e TT).
2. Dois corpos de prova de tração plana para ensaios transversal à solda circunferencial de união do tubo ao conector. Localização: região à 90° do cordão longitudinal do tubo. Dois espécimes para cada produto. (ST, TVS, TVD e TT).

A Tabela 22 resume a quantidade e o tipo de corpos de prova de tração para cada produto estudado.

Tabela 22. Ensaio de tração: Tipo de C.P., local de remoção e quantidades

CORPO DE PROVA DE TRAÇÃO			TOTAL
PRODUTO	SEÇÃO PLANA TRANSVERAL SOLDA	SEÇÃO CIRCULAR LONGITUDINAL SOLDA	C.P
ST	02	01	03
TVS	02	01	03
TVD	02	01	03
TT	02	01	03
TOTAL C.P.	08	04	12

Fonte: AUTOR (2021).

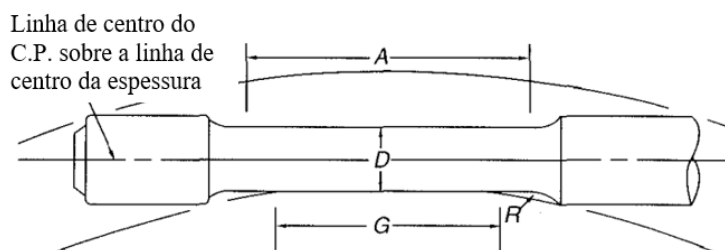
Figura 72. Locais de remoção no tubo com conector e tipo de C.P.

C.P. Seção Plana

Transversal à solda

Circunferencial - 90° do cordão

longitudinal de solda.



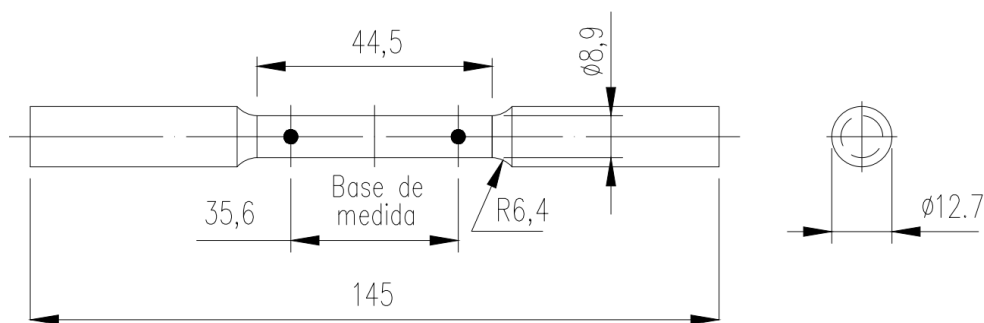
C.P. Seção Circular

Longitudinal à solda Circunferencial

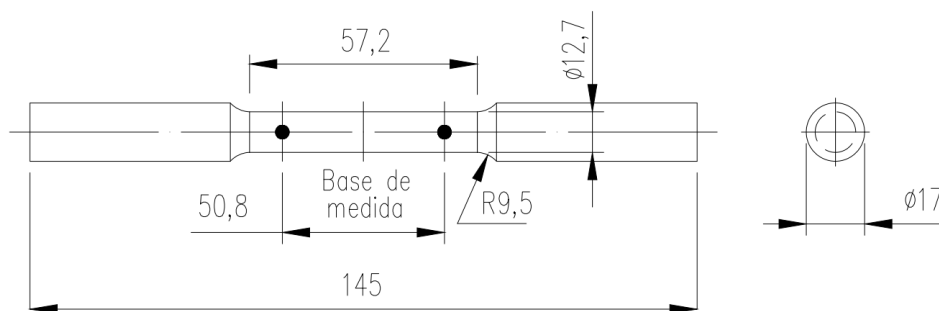
Fonte: AUTOR (2021).

A Figura 73 (a, b, c) referem-se aos desenhos dos corpos de prova de tração. Para cada produto ST e TVS, foram fabricados dois corpos de provas transversais do tipo “c” e um corpo de provas do tipo “a”. Para o produto TVD, foram fabricados dois corpos de prova do tipo “c” e um corpo de prova do tipo “b” por questões de facilidade de processo de fabricação.

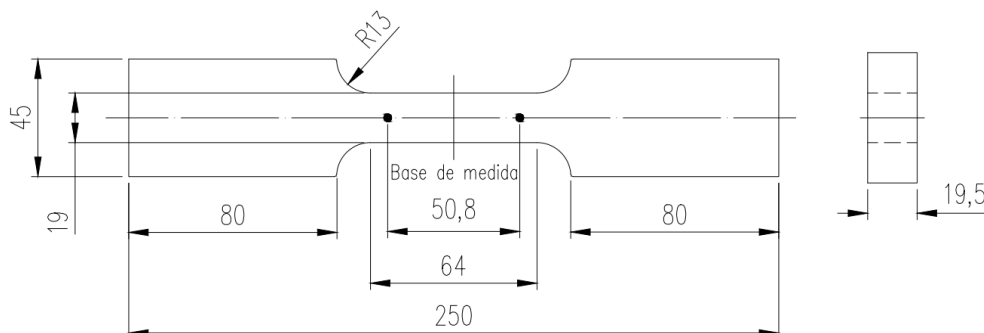
Figura 73. C.P. para o ensaio de tração. (a) Orientação Longitudinal. (b) Orientação transversal à solda



a) C.P. Longitudinal à solda circunferencial – $\phi 8,9\text{mm}$.



b) C.P. Transversal à solda circunferencial – $\phi 12,7\text{mm}$.



c) C.P. Transversal à solda circunferencial – 38,1mm

Fonte: AUTOR (2023).

Os corpos de prova, para os ensaios de tração longitudinal e transversal à solda, foram usinados e as dimensões, da região do ensaio, confirmadas através da média aritmética de três medidas obtidas através de paquímetro com resolução de 0,05 mm.

Executou-se a configuração do equipamento para os ensaios, quanto à norma utilizada, ajuste dos eixos dos gráficos de tensão/carga e deformação; os pontos de início e fim do ensaio e as definições do corpo de prova, identificação, largura e espessura.

O corpo de prova foi fixado na máquina conforme as indicações expressas no manual de operação do equipamento. Este, primeiramente, foi fixado na mesa superior da máquina e depois, na inferior, certificando-se do seu posicionamento na vertical, conforme a Figura 74.

Figura 74. Corpo de prova posicionado para o ensaio de tração.



Fonte: AUTOR (2016).

Para a leitura da deformação do corpo de prova foi utilizado um extensômetro adequado para ensaios de tração de corpos de prova retirados de tubos.

O extensômetro foi montado no corpo de prova como na Figura 75 com seu posicionamento perfeitamente alinhado com relação a posição vertical e horizontal, e equidistante da linha de centro da dimensão “base de medida”. Através da tela do computador esperou-se que a deformação alcançasse o valor de 1 mm. Neste momento, desacoplou-se o extensômetro do corpo de prova, sendo a velocidade do ensaio aumentada gradativamente até o limite de 11 MPa/seg, sendo mantida até a ocorrência da ruptura do corpo de prova.

Figura 75. Fixação do extensômetro de corpo duplo no corpo de provas.



Fonte: AUTOR (2016).

Implementando os dados fornecidos pelo ensaio com a dimensão do alongamento da linha de base de medida, além dos valores dos limites de resistência à tração (LR), do limite de escoamento (LE), o sistema forneceu também a porcentagem do alongamento do corpo, além da curva de tensão deformação.

3.3.5 Ensaio de dobramento.

O ensaio de dobramento foi realizado segundo as normas ASME IX QW-160 e API 5L (2004), sendo do tipo guiado no ângulo de 180° e com o cordão de solda transversal ao eixo longitudinal do corpo de prova, tendo sido o cordão de solda tensionado a partir da espessura, correspondendo ao ensaio de dobramento lateral.

Portanto, foram ensaiados quatro corpos de prova para cada tubo com conector, ST, TVS, TT e TVD, totalizando 16 corpos de prova, Tabela 23. Os corpos de prova foram fabricados conforme as normas em questão, porém sendo preparados para avaliar a integridade da região da solda circunferencial de união do tubo com o conector.

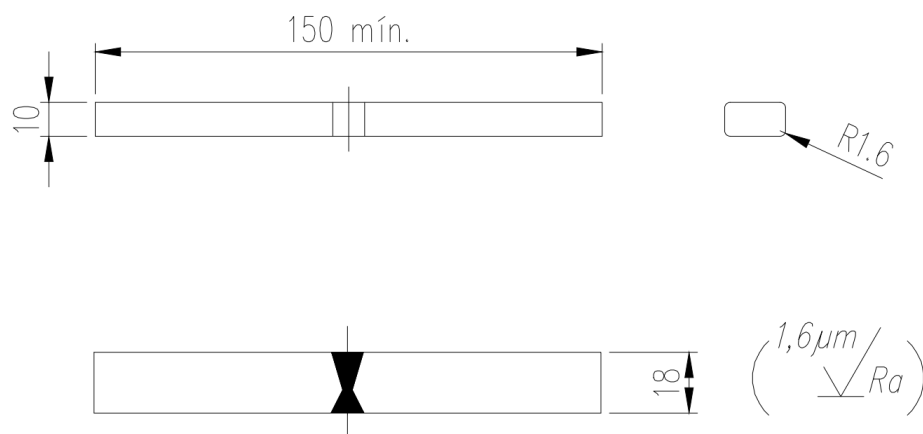
Tabela 23. Ensaio de dobramento lateral. Quantidade e corpos de prova.

PRODUTO	Dobramento lateral
ST	4
TVS	4
TT	4
TVD	4
TOTAL	16

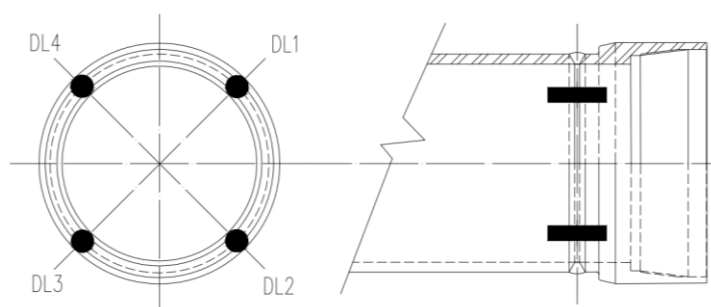
Fonte: AUTOR (2021).

Os corpos de prova foram retirados transversalmente à solda circunferencial de união entre o tubo com o conector, nas posições 45° e -45° com ralação à solda longitudinal do tubo e 135° e -135°, também com relação à solda longitudinal, Figura 76a e 76b. As peças foram oxicortadas e posteriormente usinadas em fresadora universal de modo a remover o excesso de solda externa e interna – solda de reforço - dar acabamento às superfícies e obter as dimensões finais do corpo de provas.

Figura 76. Dimensões dos C.P. (a) e posição de retirada no produto (b).



a) Dimensões do corpo de prova.



b) Posição de retirada dos corpos de prova

Fonte: AUTOR (2023).

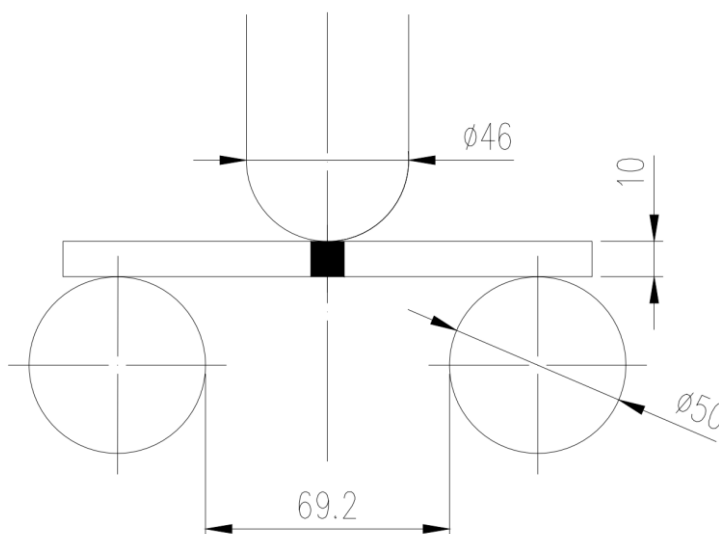
A mesma máquina de tração, representada na Figura 71, também é uma prensa servo hidráulica na qual é montado o dispositivo de dobramento guiado, construído segundo a norma ISO 7438, API 5L:2015 e ASME-IX-QW, Figura 77, composto por um conjunto de apoios com rolos cilíndricos de alta resistência lubrificados. A ferramenta de dobramento, ou cutelo, também possui um rolo cilíndrico de contato para a deposição da força de dobramento possibilitando o curvamento da peça com o mínimo de atrito entre os pontos de contato.

Figura 77. Dispositivo de ensaios de dobramento guiado e ajuste das ferramentas com relação ao produto.



a) Dispositivo de apoio ajustável e cutelo

Fonte: TM Service Laboratório Metalúrgico, 2022.



b) Dimensões/distâncias dos apoios e cutelo.

Fonte: AUTOR (2022).

O ajuste do dispositivo de dobramento, tais como, distância entre apoios, diâmetro do cutelo, ângulo de dobramento, as dimensões do corpo de prova, e demais critérios de aceitação e qualidade são definidos pelas normas API 5L:2015, ISO 7438 e ASME-IX-QW, e pelos procedimentos específicos de aceite do produto e que são tratados entre fornecedor e comprador da obra, Figura 76b.

No caso, a norma API 5L(2004) impõe que o ensaio é aceitável se não ocorrerem trincas e descontinuidades maiores que 3,2 mm nas regiões de solda e zona termicamente afetada em

qualquer direção, porém por questões de qualidade foi adotado o valor de 1,6 mm como máximo para o comprimento das discontinuidades. As trincas com origem a partir das bordas do corpo de prova podem ser desconsideradas a menos que indiquem a presença de outras discontinuidades.

3.3.6 Ensaios de Abertura de Trinca ou ensaio de tenacidade CTOD.

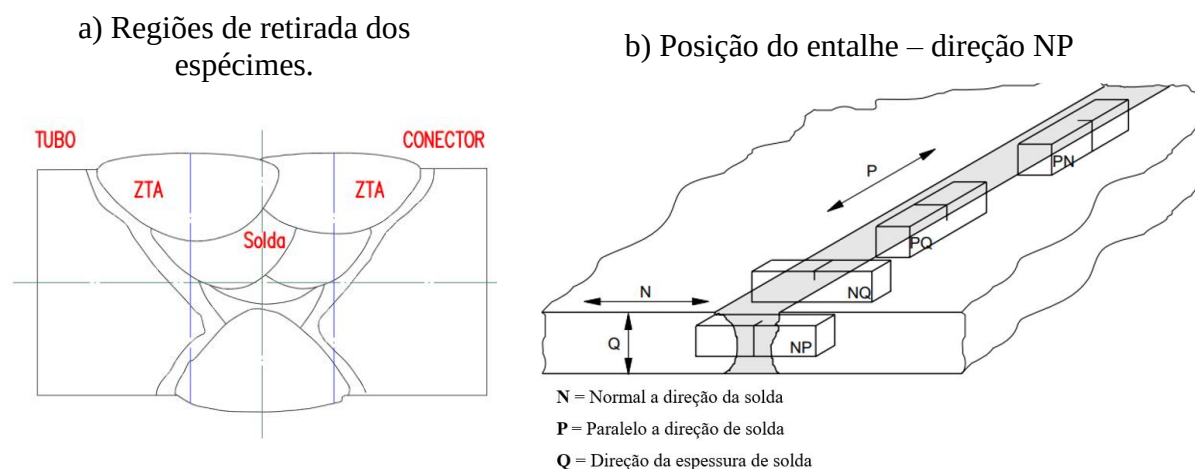
O ensaio de tenacidade a fratura CTOD tem como objetivo avaliar a capacidade do material de se deformar plasticamente, por meio da medida do afastamento das faces de uma trinca pré-existente em um corpo de prova padronizado, antes que ocorra a fratura e a propagação desta trinca.

O parâmetro de tenacidade à fratura δ , a ser controlado na técnica de CTOD, é a abertura das faces da trinca medido através de um sensor (*clip gage*) montado adequadamente neste ponto do corpo de prova, cuja abertura caracteriza o deslocamento de uma trinca pré existente no material.

O equipamento de ensaio produz um registro gráfico da carga aplicada, necessária para abertura da trinca, em função das leituras de deslocamento de suas faces, fornecidas pelo sensor de abertura.

Os corpos de prova de CTOD foram retirados da região da solda circunferencial, ZTA do tubo, SOLDA e ZTA do conector, indicadas no desenho da Figura 78(a) com o entalhe na direção NP, conforme Figura 78(b).

Figura 78. Regiões da solda circunferencial e direção de entalhe, de remoção dos corpos de prova.



Fonte: AUTOR (2021).

Todos os procedimentos do ensaio, assim como a fabricação dos corpos de prova, seguiram as determinações da norma BS (*British Standard*) 7448 parte 1 (1991), parte 2 (1997) e parte 4 (1997).

Conforme a norma API 5L(2004), para a execução dos ensaios de CTOD foram fabricados nove corpos de prova para cada produto ST, TVS, TVD e TT, sendo retirados da região da solda circunferencial, de união entre o conector e o tubo, correspondendo a ZTA do tubo, região de SOLDA e ZTA do conector, apresentados na Tabela 24.

Tabela 24. Corpos de prova para ensaios de CTOD retirados da região de solda circunferencial.

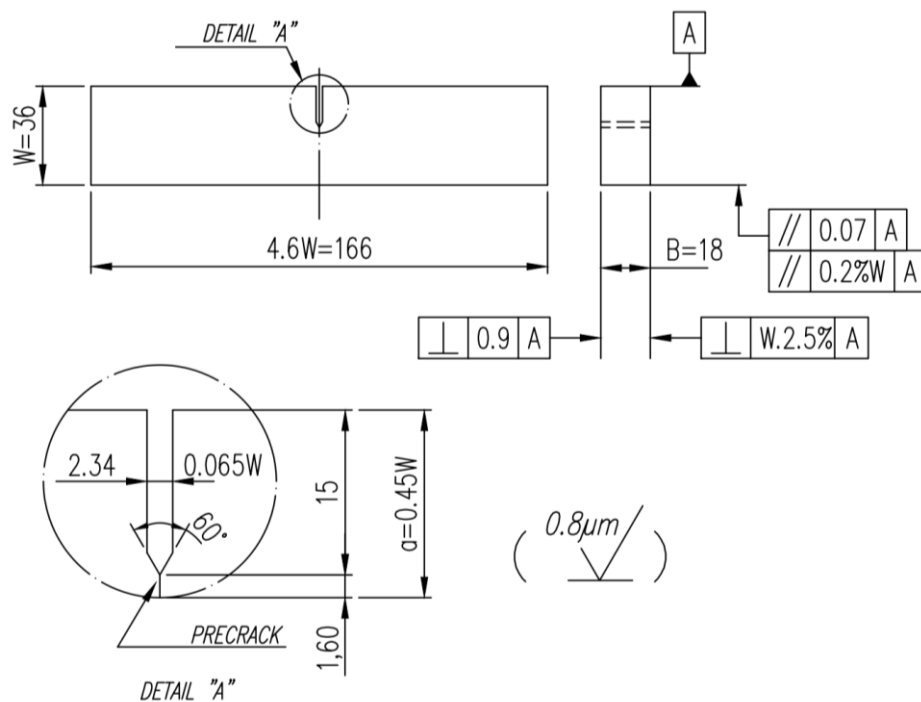
CONDIÇÃO	TUBOS CONECT.	LOCAL DE MEDIÇÃO		
		ZTAT	SOLDA	ZTAC
ST-Sem tratamento	ST	03	03	03
TT-Tratamento térmico	TT	03	03	03
TVS-Tratam. Vibração Simples	TVS	03	03	03
TVD-Tratam. Vibração Dupla	TVD	03	03	03
TOTAL DE AMOSTRAS			36	

Fonte: AUTOR (2021).

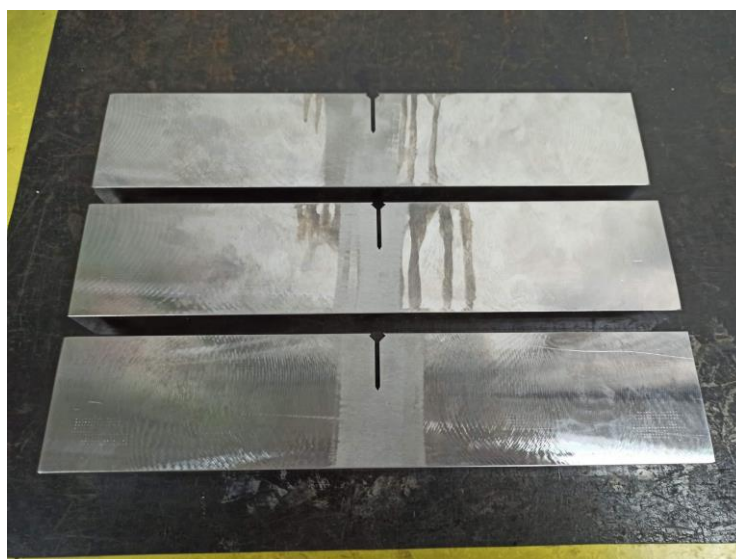
Os corpos de prova foram usinados em fresadora universal e retificados conforme Figura 79(a) e 79(b). Para a obtenção das medidas de ensaio da espessura B e largura W foram tomadas a média aritmética de três medidas em três posições igualmente espaçadas feita com micrômetro com resolução de 0,001mm, ao longo do caminho de percurso da trinca. Os corpos de prova foram confeccionados com comprimento nominal de 400 mm, equivalendo à dimensão: $L = 166 + 117x2 = 400 \text{ mm}$. No desenho, Figura 79(a), a dimensão de $4,6xW=166 \text{ mm}$ corresponde à distância entre o centro dos rolos de apoios do dispositivo de CTOD. A rugosidade de usinagem solicitada para as peças acabadas foi de $R_a = 0,8 \mu\text{m}$.

Figura 79. Corpo de prova de CTOD SE(B) em três pontos - BS 7448(1992).

a) Projeto dos corpos de prova



b) Parte dos corpos de provas usinados.

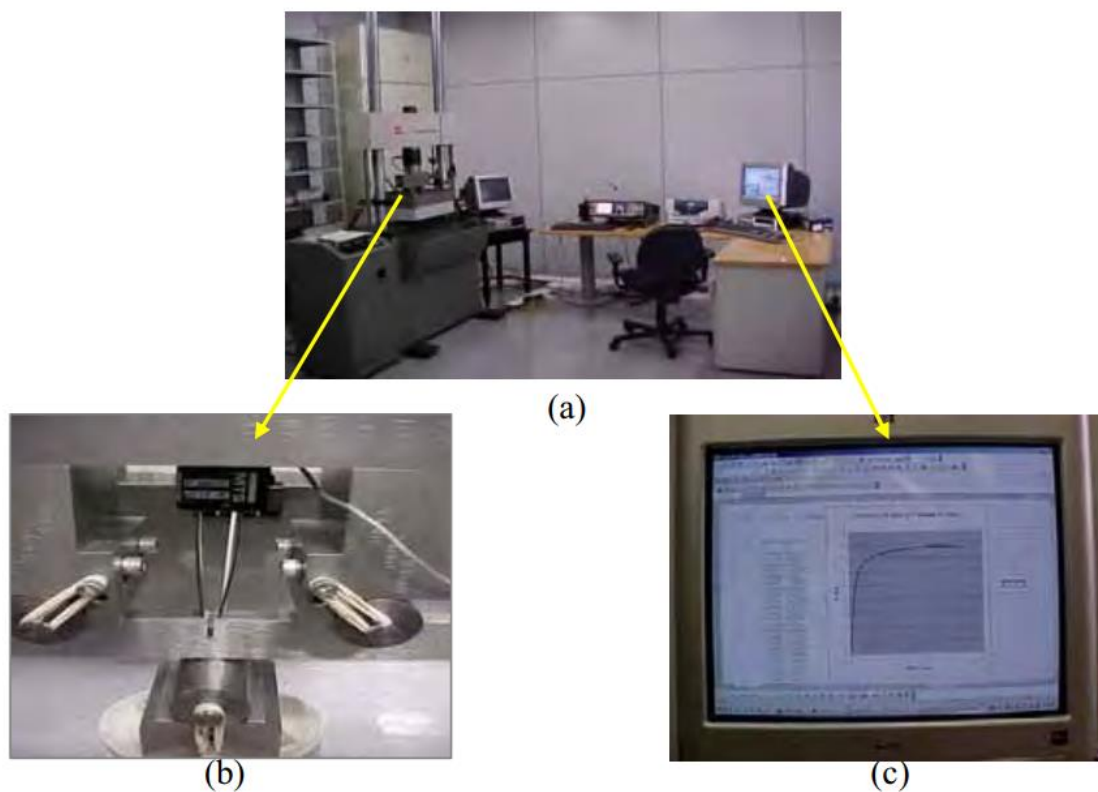


Fonte: AUTOR (2023).

Os corpos de prova foram submetidos a ao ensaio de fadiga em flexão de três pontos SEN(B) (*Single Edge Notch Bending*).

A sala de ensaios de CTOD foi mantida à temperatura controlada de 22°C e com umidade relativa de 35%. O ensaio em si foi realizado à temperatura solicitada para o projeto de $T = 0^{\circ}\text{C}$, Figura 80.

Figura 80. Disposição da sala de ensaio de CTOD. a) Máquina MTS de ensaio; b) Corpo de provas posicionado no interior da máquina de ensaio; c) IHM Interface Homem Máquina) para ajuste e obtenção dos resultados.



Fonte: GODOY (2008).

Os ensaios de CTOD foram realizados em uma máquina servo hidráulica de 250 kN - *MTS 810 Material Test System* e assistida comandada através do software de CTOD *Multi Purpose Elite version 4.1.0.481*.

Foi utilizado o sensor de CTOD, *sensor gage* MTS com curso de 12 mm (*clip-on gage*) modelo: 632.03F-30 OPT 006, Figura 81.

Figura 81. Máquina de ensaio MTS 250 kN MTS 810 e sensor 632.03F-30 OPT 006 utilizados no ensaio de CTOD. MTS, 2023.

Máquina: 250 kN MTS 810

Sensor: 632.03F-30 OPT 006.



Fonte: AUTOR (2022)

A temperatura do banho foi mantida constante durante todo o tempo dentro do range normalizado de $\pm 2^\circ$ de ensaio através da recirculação do fluido refrigerante executado pelo refrigerador LAUDA MASTER Banho Termostático ProLine 1290.

O sensor e controlador de temperatura para o controle do banho, foi o SALVTHERM 200 posicionado junto ao corpo de prova, Figura 82.

Figura 82. Equipamentos para o controle de temperatura do banho.

Lauda Master ProLine 1290

Sensor de
Temperatura

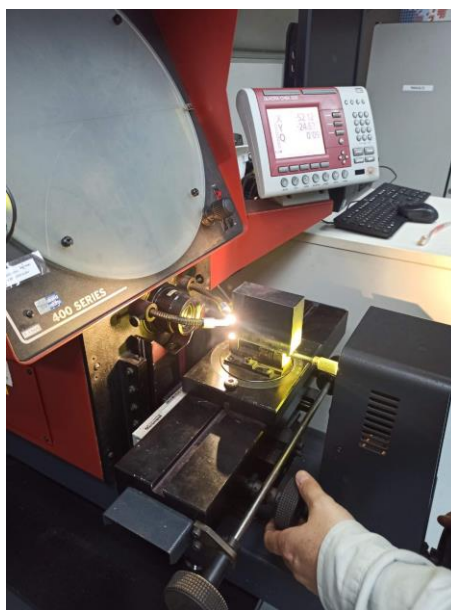
Indicador de temperatura
SALVTHERM 200



Fonte: LAUDA E SALVTHERM (2023).

Todos os registros de dimensões da pré-trinca desde sua validação e obtenção do valor médio da pré-trinca a_0 , foram executados através do projetor de perfil Mitutoyo série 400 Quadra Chek 200. Figura 83.

Figura 83. Projetor de perfil Mitutoyo série 400 Quadra Chek 200.



Fonte: AUTOR (2022).

3.3.6.1 Pré-trinca de fadiga.

Conforme indicado pela norma BS7448, a pré-trinca de fadiga, considerando o entalhe de usinagem, deve apresentar o *comprimento* total entre $0,45.W$ a $0,55.W$, correspondendo a 16 mm a 20 mm neste caso.

A carga máxima $P_{m\acute{a}x}$ de fadiga, para abertura da pré-trinca, foi calculada pela equação (14) conforme a norma BS 7448, para cada produto ST, TVS, TVD e TT, para cada região estudada HAZP/ZTAT, SOLDA e HAZPC/ZTAC.

$$P_{m\acute{a}x.} = \frac{B.(W - a)^2.(\sigma_{ysp} + \sigma_{tsp})}{4.S} \quad (14)$$

Sendo:

$S = 4.W - \text{Dist\~{a}ncia entre apoios(mm)};$

$W = \text{Largura do corpo de prova (mm)};$

B = espessura do corpo de prova (mm);

a = comprimento nominal da trinca (mm);

σ_{ysp} = Tensão de escoamento 0,2% na temperatura de teste (MPa);

σ_{tsp} = Tensão de resistência à tração na temperatura de pré – trinca (MPa);

Todo o sistema, equipamento e dispositivos de apoio e de força, foram ajustados para produzir um estado de tensões uniforme ao longo da espessura B , e simétrico em relação ao plano da trinca.

Conforme BS 7448, a carga de fadiga $P_{fadiga} = P_{máx.}$ varia ciclicamente de forma senoidal de um valor máximo até um valor mínimo correspondente à 10% da carga máxima de fadiga $P_{máx.}$ implicando na razão de carga $R = 0,1$. A frequência utilizada, para confecção da pré-trinca de fadiga foi de $f = 15 \text{ Hz}$.

$$R = P_{min}/P_{máx} = 0,1 \quad (15)$$

A carga da pré-trinca por fadiga foi medida com precisão de 2,5%, através do próprio equipamento MTS 810. Nos últimos 1,3 mm da propagação da trinca, a carga máxima P_{mim} foi levemente reduzida de maneira a garantir o tamanho nominal estudado para a pré-trinca.

Sistematizando os procedimentos de ensaio a fim de garantir a qualidade dos trabalhos de obtenção da pré-trinca e evitar a perda de corpos de prova, seguiu-se o seguinte modelo:(GODOY,2008).

- a) O fator de intensidade de tensões máximo (K_f) aplicado não foi superior a $1,3 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$; a relação $R = K_{min}/K_{máx} = 0,1$ foi mantida em na maior parte da extensão da pré-trinca, sendo levemente reduzida no final.

$$R = P_{min}/P_{máx.} \Rightarrow K_{min}/K_{máx} = 0,1 \quad (16)$$

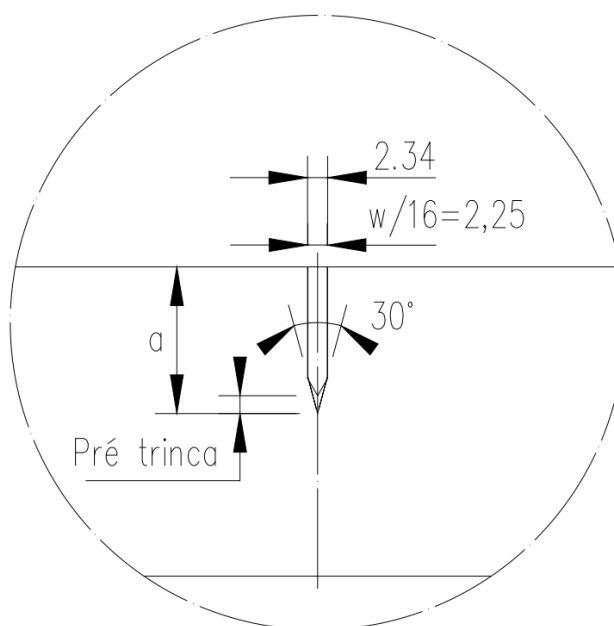
- b) Foi garantido o comprimento mínimo da pré-trinca no valor de 1,3 mm ou de 2,5% da medida da largura W do corpo de prova (BS 7448,1992).

- c) A diferença entre os comprimentos da pré-trinca, medidos nas duas superfícies do corpo de prova, não excedeu a 15% da média de dois valores. A precisão adotada nas medições foi de $\pm 0,05 \text{ mm}$.

- d) Foi mantida a relação: $0,45 \leq a/W \leq 0,55$ (BS 7448,1992).

- e) A ponta da pré-trinca ficou dentro do setor permitido, conforme a Figura 84, assim como, a variação entre o plano do entalhe e o plano da pré trinca não excedeu a 10° (BS 7448,1992).

Figura 84. Invólucro da trinca. BS 7448 (1997).



Fonte: AUTOR (2022).

A pré-trinca de fadiga foi produzida à temperatura ambiente de $t = 22^\circ\text{C}$. O comprimento da pré-trinca estudado foi de 4 mm, com uma taxa de crescimento da ordem de $da/dN = 1 \cdot 10^{-4} \text{ mm/ciclo}$ de modo a evitar a deformação plástica na ponta da trinca.

O corpo de prova de ensaio foi inicialmente posicionado sobre os roletes no interior da máquina MTS 810, Figura 85, juntamente com o sensor de medição da abertura de trinca adequadamente posicionado com a finalidade de medir a abertura da pré-trinca de fadiga.

Figura 85. C.P. posicionado na Máquina de ensaio MTS 250 kN MTS 810 e sensor de medição posicionado para medição de abertura da pré-trinca.



Fonte: AUTOR (2022)

O crescimento da trinca foi acompanhado de forma visual através de lente e luz adequada ao procedimento, sendo a verificação e validação de suas dimensões feita por meio de um projetor de perfil Mitutoyo série 400, Quadra Chek 200.

Para a fixação do corpo de prova sobre os dispositivos de apoio, o equipamento de ensaio aplicou uma pré-carga de aproximadamente 0,6 kN e a partir deste momento iniciou-se o processo de obtenção da pré-trinca de fadiga.

O equipamento MTS 810 foi parametrizado para o ensaio com os seguintes dados:

1. Dimensões do corpo de prova: Espessura “B”; largura “W”; Distância entre apoios $S = 4. W$;
2. Comprimento nominal da trinca; $a_0 = 4mm$
3. Coeficiente de Poison; $\nu = 0,33$;
4. Tensão de Escoamento e Tensão de Ruptura;
5. Relação de cargas; $R = 0,1$;
6. Taxa de propagação de trinca: $da/dN = 1. 10^{-4} \text{ mm/ciclo}$;
7. Frequência de trabalho: $f = 15 \text{ Hz}$;

Considerando todos os corpos de prova, o tempo médio gasto nesta fase do ensaio foi de 50 minutos para cada corpo de prova.

3.3.6.2 Execução do Ensaio de CTOD.

Os ensaios de CTOD foram conduzidos na temperatura de $T = 0^{\circ}\text{C}$ e o corpo de prova foi posicionado dentro da banheira com álcool etílico 99,8%, no interior da máquina de ensaio, na posição inversa à utilizada para abertura da pré-trinca, Figura 86, sendo apoiada em dispositivos com rolos cilíndricos adequadamente posicionados no interior da banheira e fixados na mesa do equipamento e na ferramenta de ensaios.

Figura 86. C.P. posicionado no interior do banho na máquina de ensaio MTS 250 kN MTS 810, o ensaio de CTOD.



Fonte: AUTOR (2023).

Conforme a norma BS 7448, o tempo necessário para a equalização de temperatura em todo o corpo de prova está relacionado com a sua espessura e foi de $t = 1\text{min/mm}$.

Foi verificada a temperatura do corpo de prova e a de encharcamento e iniciou-se os ensaios de CTOD para o corpo de provas em questão.

A máquina de ensaio MTS 810 foi parametrizada com as dimensões do corpo de prova, (largura W ; espessura B ; respectiva pré-trinca com a dimensão do entalhe, obtido anteriormente; limite de escoamento e tração calculado na temperatura do ensaio; coeficiente de Poisson adotado, $\nu = 0,33$; raio de embotamento na ponta da trinca, $r_p = 0,4\text{ mm}$

conforme a norma BS 7448; valor do módulo de elasticidade $E = 206 \text{ GPa}$, distância entre apoios $S = 4W \pm 0,2.W$ verificada com precisão de $\pm 5\%$.

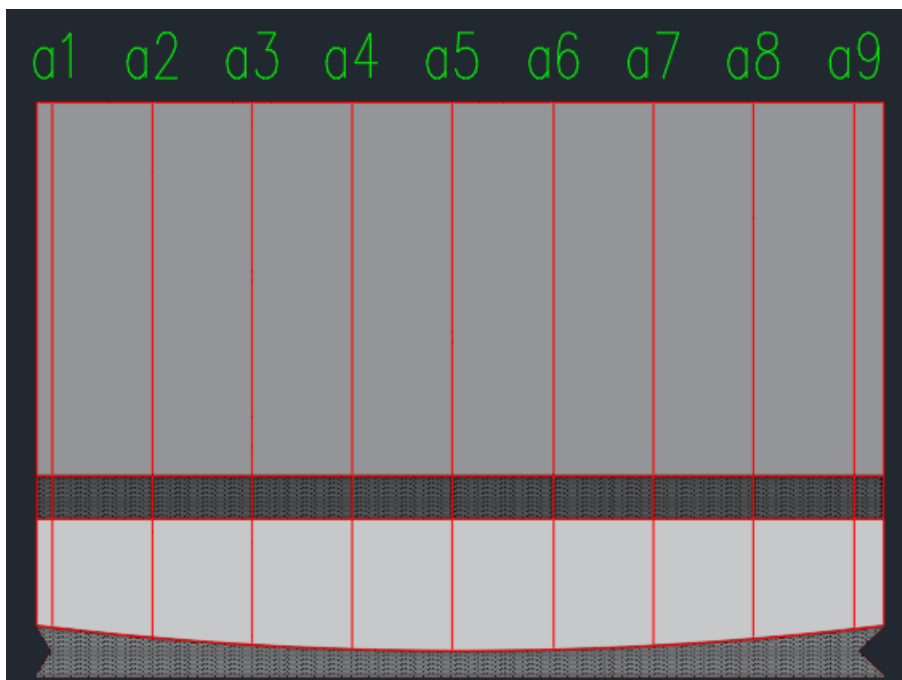
Cada corpo de provas foi posicionado com a linha de centro da ponta da trinca referenciada à linha de centro da distância $4W \pm 0,2.W$ entre os roletes de apoio.

A velocidade de avanço do atuador hidráulico da MTS 810 sobre o corpo de provas e consequente abertura da trinca foi de $1,00 \text{ mm/min}$. Cada ensaio foi realizado sob controle de deslocamento, a uma taxa de intensidade de tensão na qual foi atingido um K constante entre $0,5$ e $3,0 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$ durante a deformação elástica linear inicial. Conforme o atuador avança sobre o corpo de prova os deslocamentos de curso vertical, o curso relativo à abertura da trinca e a força aplicada vão sendo registrados e é possível ver a elaboração registro gráfico de força aplicada pela abertura de trinca.

Uma vez completado os ensaios e os corpos de provas, estes foram depositados em um refrigerador com nitrogênio líquido a $-196 \text{ }^\circ\text{C}$ e deixados a esta temperatura por alguns minutos, sendo retirados e completamente fraturados, em uma prensa hidráulica. O objetivo foi evidenciar a região da trinca e de sua propagação de maneira a facilitar as análises e medições de seu comprimento.

Sobre o corpo de provas, ao longo de sua espessura, na superfície de fratura, foram traçadas nove linhas determinando nove posições de medidas igualmente espaçadas caracterizando o comprimento da trinca em cada posição, comprimento este medido através do projetor de perfil Mitutoyo, Figura 87. As dimensões a_1 e a_9 foram posicionadas a 1% da largura B com relação às extremidades. Através destas medições obtém-se o tamanho médio da trinca inicial a_0 e a propagação da trinca $\Delta a_p \text{ (mm)}$ de acordo com os procedimentos informados pela norma BS 7448 – Part IV.

Figura 87. Desenho esquemático do corpo de prova no interior do projetor de perfil Mitutoyo posicionado para obtenção dos comprimentos de trinca a_n e cálculo do comprimento médio da trinca a_0 .



Fonte: AUTOR (2023).

Para obtenção do comprimento médio de trinca a_0 procedeu-se da seguinte maneira:

- a) Foi calculada a média aritmética das dimensões a_1 e a_9 ;
- b) Considerando este valor médio para a_1 e a_9 acrescentou-se os outros 7 valores, calculando-se a média aritmética para os nove valores.

Para validação dos resultados foram verificados os seguintes parâmetros:

1. A relação a/W foi mantida entre 0,45 a 0,55 como ajustada no início dos trabalhos.
2. O crescimento da pré-trinca em qualquer parte da frente da trinca não poderia ser inferior a 1,3 mm ou o equivalente a 2,5% de W , o que fosse maior.
3. A pré-trinca de fadiga deveria estar posicionada dentro do envelope referente a $W/16$ em torno da linha de centro do entalhe.
4. O plano da pré-trinca não poderia desviar do plano do entalhe em mais de 10° .

Com as dimensões do corpo de prova B , W , Z , e os demais resultados obtidos do ensaio como, a dimensão média da trinca a_0 as forças F_c , F_u ou F_m , calcula-se CTOD (δ) através da equação (17);

$$\delta = \left[\frac{F \cdot S}{B \cdot W^{1,5}} \cdot f\left(\frac{a_0}{W}\right) \right]^2 \cdot \frac{(1 - \nu^2)}{2 \cdot \sigma_{YS} \cdot E} + \frac{0,4 \cdot (W - a_0) \cdot V_p}{0,4 \cdot W + 0,6 \cdot a_0 + Z} \quad (17)$$

Sendo:

a_0 = comprimento médio da trinca; W = altura do corpo de prova;

B = espessura do corpo de prova; ν = coeficiente de Poisson;

V_p = abertura de trinca (sensor clip-gage); F = Força de ensaio;

z = Altura do apoio do sensor; $f\left(\frac{a_0}{W}\right)$ = fator de forma ;

S = distância entre apoio ($4W$); σ_{ys} = Limite de escoamento na $t = 0^\circ\text{C}$;

E = Módulo de elasticidade

Os valores do fator de forma $f(a_0/W)$ em função a_0/W são apresentados na Tabela 25, segundo norma BS7448(1994), para o intervalo 0,450 a 0,550.

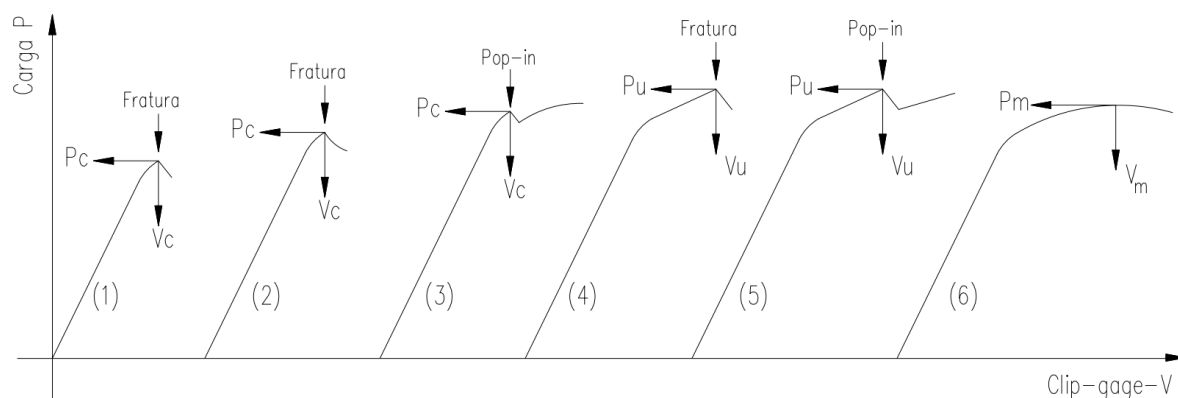
Tabela 25. Valores do fator de forma para o intervalo de $0,45 < a_0/W < 0,55$.

a_0/W	$f(a_0/W)$	a_0/W	$f(a_0/W)$	a_0/W	$f(a_0/W)$
0,450	2,29	0,455	2,32	0,460	2,35
0,465	2,39	0,470	2,43	0,475	2,46
0,480	2,50	0,485	2,54	0,490	2,58
0,495	2,62	0,500	2,66	0,505	2,70
0,510	2,75	0,515	2,79	0,520	2,84
0,525	2,89	0,530	2,94	0,535	2,99
0,540	3,04	0,545	3,09	0,550	3,14

Fonte: AUTOR (2022).

Os possíveis resultados obtidos nos ensaios de CTOD estão representados pelos gráficos da Figura 88. Estes gráficos representam a evolução da abertura de trinca – deslocamento do clip gage – a medida que a carga é aumentada até seu valor máximo (BS 7448,1997).

Figura 88. Resultados possíveis para o ensaio de CTOD.



Fonte: ASTM E1290-08e1, 2008, adaptado de GODOY (2008).

As descontinuidades, representadas pelas quedas nos valores da carga, porém, com contínuo deslocamento seguido do aumento nos valores de carga, é chamada de “pop-in”.

Os “pop-ins” podem ser desconsiderados quando as quedas nos valores de carga trazem consigo um deslocamento inferior a 1%, com relação ao ponto de retomada (BS 7448, 1997).

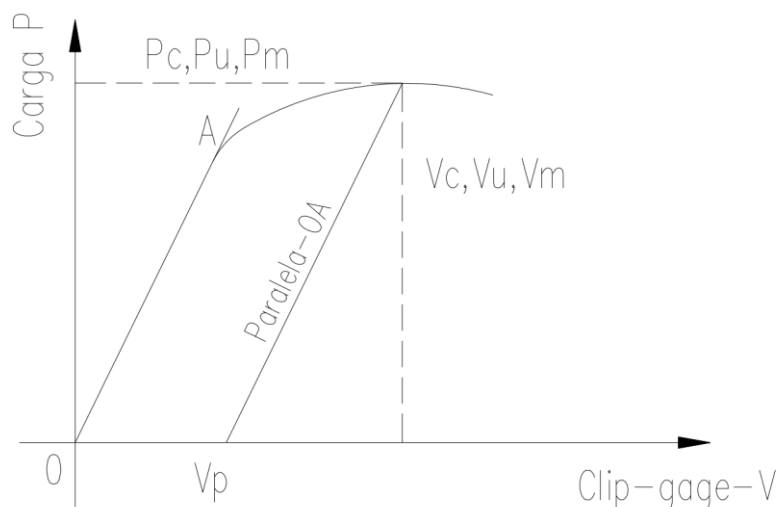
Para os casos em que a propagação de trinca estável é da ordem de $\Delta a < 0,2 \text{ mm}$, ou pop-in, seguida da propagação instável da trinca, tem-se o CTOD crítico δ_c , curvas 1, 2 e 3, Figura 88 o qual é determinado pelo valor da carga P_c e pela componente elástica relativa a V_c .

Os casos onde uma extensão significativa crescimento da trinca estável com $\Delta a \geq 0,2 \text{ mm}$ antecede o crescimento instável de trinca, ou a ocorrência de um pop-in, estão representados pelas curvas 4 e 5 da Figura 88. A determinação do CTOD δ_u deverá ser feita pelo valor da carga P_u , e pela componente elástica do valor do deslocamento V_u .

Quando o crescimento da trinca alcança o valor máximo da carga de ensaio livre de pop-ins significativos diminuindo com o desenvolvimento da trinca até a ruptura total, gráfico 6, Figura 88, tem-se o CTOD δ_m de carga máxima. Se não houver fratura frágil ou “pop-ins” significativos com valores de $\Delta P\%$ maiores ou iguais a 5 %, mede-se o valor da força de deslocamento no ponto onde a força máxima é atingida pela primeira vez e assim está determinado o valor de P_m e de V_m .

A determinação de V_p , componente plástica do deslocamento da abertura do entalhe e correspondente aos valores V_c , V_u ou V_m , é realizado conforme indicado na Figura 89, podendo, também, ser obtido analiticamente.

Figura 89. Determinação gráfica da componente plástica do deslocamento da boca do entalhe.



Fonte: Adaptado de BS 7448 (1997).

O relatório final dos testes de CTOD, do tubo com conector analisado – ST, TVS, TT e TVD, para cada região: HAZ do tubo; Solda e HAZ do conector, conterá os seguintes resultados:

1. Valores e o tipo de CTOD encontrado se δ_c , δ_u ou δ_m ;
2. Fator Intensidade de Tensão K_{1c} na temperatura de $T = 0^\circ\text{C}$, para cada corpo de prova ensaiado.
3. Força de ensaio necessária para a confecção da pré-trinca de fadiga;
4. Força de ensaio utilizada para a abertura da pré-trinca e cálculo do CTOD.
5. Os valores de abertura do sensor *clip-gage* V_p .

O modelamento estatístico com a análise ANOVA, também foi aplicada para estes ensaios, tendo como fatores a CONDIÇÃO – ST; TVS; TVD; e TT – e o REGIÃO – BMT; HAZP; SOLDA; HAZC e BMC - e como repetição as médias dos valores de CTOD.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 CARACTERIZAÇÃO QUÍMICA.

4.1.1 Material do tubo e do *blank*.

As chapas, para a fabricação dos tubos API 5LB X80M PSL2, apresentaram composição química média conforme a Tabela 26.

Tabela 26. Composição química média do tubo API 5LB X80M (% massa)

C	Mn	P	S	Si	Cu	Ni	Cr	Mo
0,080	1,700	0,020	0,005	0,180	0,020	0,002	0,24	0,085

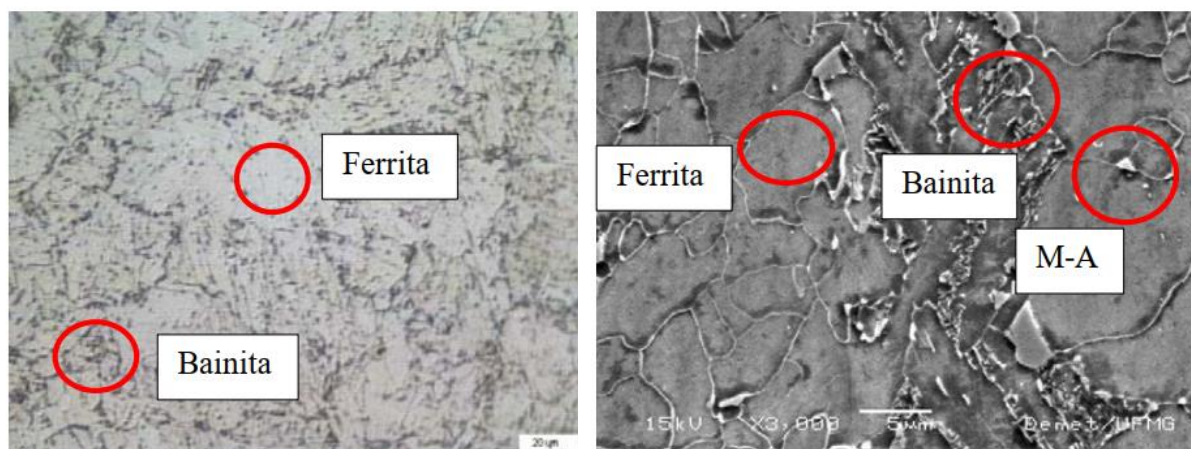
Nb	V	Ti	B	Ca	Al	N	Fe
0,075	0,012	0,025	0,0005	0,002	0,031	0,008	Balance

Fonte: AUTOR (2021).

A análise micrográfica da chapa API 5L X80, Figura 89, identificou uma microestrutura formada por ferrita primária e bainita granular e o microconstituente M-A (Martensita-Austenita) em pequenas ilhas de martensita e austenita retida, na forma alongada ou massiva, oriunda dos processos de laminação controlada com resfriamento acelerado até a temperatura de processo entre 800°C a 700°C. As amostras apresentaram grãos refinados com tamanho ASTM 11/12, conforme certificado de recebimento da chapa e comprovação laboratorial da empresa, dureza Vickers média de 225HV10 e relação elástica LE/LR inferior a 0,93 como solicitado pela norma API 5L, 2004.

As micrografias, representam a microestrutura do aço API 5L X80 no final do processo de fabricação as quais caracterizam o estado inicial do aço neste trabalho. A amostra, Figura 90(a), foi tratada com Nital a 2% e fotografada através de microscópio ótico, com ampliação de 500x, e, a da Figura 90(b), foi tratada com Klemm I e verificada e fotografada pelo MEV com ampliação de 3000x (CUNHA, 2019) (ALMEIDA,2005).

Figura 90. Micrografias do aço API 5LX80 após o processo TMCP verificada com microscópio ótico com ampliação de 500X e com o microscópio de varredura eletrônica MEV com ampliação de 3000X.



a) Microestrutura com ampliação de 500X. b) Microestrutura com ampliação de 3000X.

Fonte: CUNHA (2019) ALMEIDA (2005).

4.1.2 Material do *blank* AISI 4130.

Os conectores AISI 4130 apresentaram a composição química média em peso como indicado na Tabela 27.

Tabela 27. Composição química média do material do conector AISI 4130 (% massa).

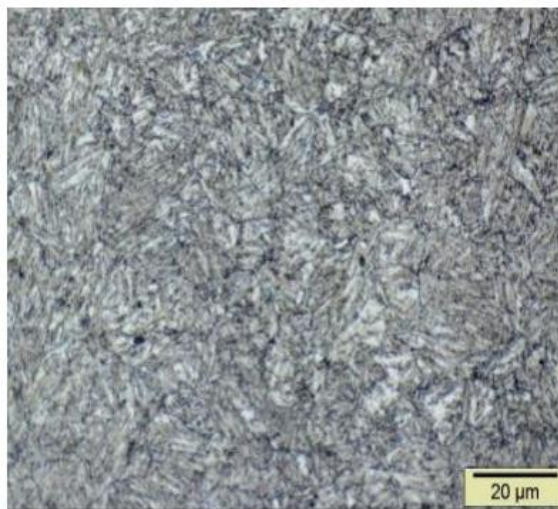
C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo	Fe
0,290	0,500	0,035	0,040	0,180	0,00	0,900	0,200	Balance

Fonte: AUTOR (2021).

Os *blanks* AISI 4130 foram forjados e usinados, sendo tratados termicamente por normalização, a 910°C com sobre metal, temperado em água a 870°C e revenido à temperatura a 650°C. A dureza Vickers nestas condições alcançou valores próximos a 350 HV10. (TENARIS, 2022).

A micrografia, Figura 91, caracteriza a microestrutura do aço AISI 4130 beneficiado nas condições relatadas, mostrando que foi constituída, predominantemente, por martensita revenida e bainita.

Figura 91. Micrografia do aço AISI 4130 beneficiado apresentando uma microestrutura constituída por bainita e martensita revenida. Ampliação ótica de 1000X.



Fonte: SILVA (2018); GOMES (2006).

A análise por espectrometria ótica, confirmou que os tubos e os conectores desta pesquisa possuíam a composição química especificada como solicitado na norma API 5L X80M-PSL2 e AISI 4130 respectivamente.

4.1.3 Composição química média da solda.

A composição média dos metais de base, assim como, a composição típica do metal depositado na junta de solda está sumarizada na Tabela 28. Esta fornece, também, os valores dos carbonos equivalentes C_{eq} , de cada componente, mostrando a compatibilidade destes materiais para a formação de uma junta de solda homogênea. O valor do carbono equivalente do aço AISI 4130, $C_{eq} = 0,62$ comparado com o aço API 5LB X80M-PSL2 $C_{eq} = 0,19$ mostra que, execução da solda deverá ser feita com pré aquecimento, a fim de controlar a formação da fase martensítica durante o resfriamento da solda.

Tabela 28. Solda de raiz e enchimento. Resultados típicos na junta de solda. (%massa).

Material	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ti
AISI 4130	0,290	0,180	0,500	0,035	0,040	0,000	0,000
API X 80	0,080	0,180	1,700	0,020	0,005	0,020	0,025
ER90S-D2	0,100	0,600	1,700	0,025	0,010	0,500	0,000
LA 84	0,150	0,200	2,000	0,015	0,015	0,100	0,000

Material	V	Nb	Cr	Ni	Mo	Fe	C_{eq}
AISI 4130	0,000	0,000	0,900	0,000	0,200	balance	0,62
API X 80	0,012	0,075	0,240	0,002	0,085	balance	0,19
ER90S-D2	0,000	0,000	0,000	0,040	0,500	balance	0,36
LA 84	0,000	0,000	0,000	0,900	0,550	balance	0,69

Fonte: AUTOR, LINCOLN ELECTRIC (2023).

OBS. O cálculo do carbono equivalente C_{eq} foi executado nos seguintes procedimentos:

1. Para valores de $\%C \leq 0,12$ –

$$P_{cm} = \%C + \frac{\%Si}{30} + \frac{\%Mn}{20} + \frac{\%Cu}{20} + \frac{\%Ni}{60} + \frac{\%Cr}{20} + \frac{\%Mo}{15} + \frac{\%V}{10} + 5.\%B \quad (10)$$

2. Para valores de $\%C > 0,12$ –

$$CE(IIW) = \%C + \frac{\%Mn + \%Si}{6} + \frac{\%Cr + \%Mo + \%V}{5} + \frac{\%Ni + \%Cu}{15} \quad (11)$$

4.2 CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA.

4.2.1 Ensaio de Dureza

Todos os tubos/conectores, envolvidos neste trabalho, foram fabricados para aplicações em ambientes corrosivos, com o valor de dureza sendo limitado em 350 HV10 conforme a NACEMR0175 e exigência de qualidade da própria empresa. Em nenhuma das regiões estudadas a dureza superou este valor, aprovando todos os produtos deste estudo para a aplicação sugerida quanto a esta propriedade. Durezas superiores à estipulada favorecem a

corrosão química além de, comprometerem os valores de tenacidade à fratura (NACEMR0175, 2015).

A Tabela 29 apresenta a média e o desvio padrão de todos os valores de dureza encontrados em cada posição angular (0°; 90°; 180°; 270°) e por região (MBT; ZTAT; SOLDA; ZTAC; MBC) nos produtos sem tratamento ST, tratados por vibração simples TVS e dupla TVD e por tratamento térmico TT com relação as respectivas posições angulares.

Tabela 29. Médias ($\bar{x}$) dos valores de dureza HV10, desvio padrão (σ) nas posições angulares e nas regiões.

TREAT.	MBT		ZTAT		SOLDA		ZTAC		MBC	
	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$
TVD	217	6	202	8	233	7	275	2	268	5
TT	220	1	216	10	235	5	284	7	279	3
ST	220	10	205	3	235	3	291	10	269	7
TVS	217	3	210	5	241	5	301	2	269	4

Fonte: AUTOR (2021).

Observando a Tabela 29 vemos que o tratamento de vibração TVD apresenta a tendência de produzir os menores valores médios de dureza Vickers quando comparado com os outros tratamentos realizados, embora os desvios padrão aproximem os resultados, por outro lado, a tabela mostra que a região ZTAC do conector é a mais crítica onde os maiores resultados de dureza são encontrados, se aproximando do valor limite de 350 HV10, seguida pelas regiões do metal base do conector MBC e da SOLDA respectivamente.

As Tabelas 30 e 31, apresentam, para cada produto, a região e a posição angular na qual se encontram os cinco e os sete maiores resultados de dureza Vickers.

A Tabela 29 mostra que os tratamentos TT, TVS e TVD praticamente apresentaram a mesma performance nas regiões de SOLDA e ZTAT, não afetando significativamente os valores de dureza Vickers quando comparados com os encontrados no produto sem tratamento ST.

Já, na região da ZTAC, onde os valores de durezas Vickers são mais elevados, todos os tratamentos mostram a tendência em influenciar a propriedade de dureza reduzindo o seu valor quando comparado com os valores do produto sem tratamento ST, sendo o tratamento TVD o

que mais reduziu estes valores, na ordem de 9%, seguido pelo tratamento térmico TT com 5% e pelo TVS com 2%.

Tabela 30. Região e Posição angular na qual se encontra os cinco maiores valores de dureza Vickers para cada região (HAZP, WELD, HAZC) e para cada condição do produto (ST, TT, TVS, TVD).

CON	REGIÃO				REGIÃO				REGIÃO			
	ANG	SOLDA	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	ANG	ZTAT	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	ANG	ZTAC	$\bar{x}$	$\pm\sigma$
ST	0°	248; 247; 243; 239; 237;	243	5	270°	280; 204; 203; 200; 198	217	35	270°	336; 326; 321; 318; 296;	319	15
TT	0°	282; 239; 238; 236; 235;	246	20	90°	248; 233; 232; 231; 227	234	8	0°	310; 309; 305; 297; 288	302	9
TVS	90°	251; 248; 246; 243; 239	245	5	0°	239; 236; 235; 223; 213;	229	11	270°	326; 325; 320; 300; 299;	314	13
TVD	270°	282; 240; 237; 236; 235;	246	20	270°	243; 233; 229; 226; 219;	230	9	180°	299; 296; 293; 288; 281;	291	7

Fonte: AUTOR (2022).

Na Tabela 31 apresenta os sete maiores resultados de dureza Vickers na respectiva posição angular e região na qual se encontram.

Tabela 31. Região e Posição angular na qual se encontra os sete maiores valores de dureza Vickers para cada região (HAZP, WELD, HAZC) e para cada condição do produto (ST, TT, TVS, TVD).

CON	REGIÃO				REGIÃO				REGIÃO			
	ANG	SOLDA	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	ANG	ZTAT	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	ANG	ZTAC	$\bar{x}$	$\pm\sigma$
ST	0°	248; 247; 243; 239; 237; 233; 231	240	7	270°	280; 204; 203; 200; 198; 197; 192	211	31	270°	336; 326; 321; 318; 296; 292; 284	310	20
TT	0°	282; 239; 238; 236; 235; 232; 228	241	18	90°	248; 233; 232; 231; 227; 220; 219	230	10	0°	310; 309; 305; 297; 288; 285; 279	296	12
TVS	90°	251; 248; 246; 243; 239; 238; 243	244	5	0°	239; 236; 235; 223; 213; 212; 208	223	14	270°	326; 325; 320; 300; 299; 281; 278	304	20
TVD	270°	282; 240; 237; 236; 235; 240; 236	244	17	270°	243; 233; 229; 226; 219; 211; 190	222	17	180°	299; 296; 293; 288; 281; 276; 269	286	11

Fonte: AUTOR (2022).

Nas regiões da SOLDA e da ZTAT os tratamentos de vibração TVS e TVD praticamente se igualam ao TT apresentando maior tendência na redução dos valores de dureza nestas regiões.

Na região da ZTAC onde os valores de dureza se aproximam do valor tolerado de 350 HV10, é possível ver que os tratamentos de vibração, também, tendem a reduzir os valores

médios de dureza, seguindo a tendência dos resultados apresentados pelo tratamento térmico tradicional TT, com o tratamento vibracional TVD apresentando a tendência em produzir as maiores reduções quando comparado ao produto sem tratamento ST.

Os valores produzidos pelos tratamentos de vibração se encontram abaixo do valor limite de 350 HV10, que é um importante resultado, uma vez que, este fato somente tem sido obtido com o tratamento térmico, e neste caso, com o TVD apresentando a maior tendência em produzir estes resultados.

Outro ponto interessante, o tubo é soldado por SAW inicialmente pelo diâmetro interno, e posteriormente, também por SAW, pelo do diâmetro externo. Isto faz com que as durezas, nas regiões próximas ao diâmetro interno do tubo/conector, possuam valores maiores do que as situadas próximas ao diâmetro externo do produto devido ao ciclo térmico de reaquecimento. Fluxos de calor proveniente do processo de soldagem SAW através do diâmetro externo do conjunto, passam para o cordão de solda interno mais frio, produzindo endurecimento por precipitação principalmente, pela precipitação de carbono e manganês nestas regiões, assim, como, elementos de liga como o molibdênio (GODOY,2008) (ESAB,2004).

Este fato, no entanto, foi atenuado pelo aquecimento permanente a 300°C da junta de solda durante todo o processo de soldagem e reduzido pela atuação dos tratamentos de alívio TVS, TT e TVD, com destaque para este último.

Considerando os gráficos, Figura 92, 93, 94 e 95, para os valores de dureza obtidos nas posições 0°, 90°, 180° e 270°, para todas as peças, tratadas (TT; TVS; TVD) e não tratada (ST) nos locais de medição; material base do tubo (MBT); ZTAT do tubo; SOLDA; ZTAC do conector e material base do conector (MBC), vemos que:

Para os locais de medição referentes ao ângulo 0°, Figura 92, o tratamento por vibração TVD é o que apresenta a tendência de produzir os menores resultados nos valores de média de dureza, em todos os locais de medição, a menos do local MBC, onde a vibração simples TVS mostrou a tendência em promover as maiores reduções.

Na região da solda, o TVD mostra também, maior tendência na redução dos valores de dureza média com relação ao TT e com relação ao TVS. Já o TVS, também mostra a tendência em apresentar os mesmos resultados que o TT.

Nas regiões da ZTAC e MBC, onde a média de durezas é mais elevada, os tratamentos TVD e TVS apresentaram a tendência de serem mais efetivos que o TT, com o TVD apresentando os menores valores de dureza na ZTAC, seguido pelo TT e com o TVS, sendo mais efetivo que o TVD e TT na região do MBC, isso devido provavelmente à ação mais efetiva das amplitudes de vibração na produção de tensões e sua interação com as tensões residuais

existentes em regiões com grande densidade de discordâncias devido ao tratamento de beneficiamento do material base do conector e às formadas, ao longo da ZTAC devido aos fluxos de calor de solda e os consequentes resfriamentos, produzindo grande quantidade de micro escoamentos localizados e consequente relaxamento do material e redução da dureza (YANG, Y.P. 2008).

Para os locais de medição referentes ao ângulo 90° , Figura 93, em todos os locais de medição, a menos da região do BMT, o TVD apresentou a tendência na promoção das maiores reduções nos valores de dureza, com relação aos tratamentos TVS e TT. Já, o TT, apresentou a tendência de proporcionar durezas menores que o TVS nas regiões de solda e ZTAC empatando com o TVS na região da ZTAT. O TT somente apresentou maior tendência de redução dos valores de dureza que o TVS na região do MBC.

Na maioria dos locais de medição referentes ao ângulo 180° , a menos da região MBT, Figura 94, o tratamento TVD apresentou a tendência a proporcionar os menores valores de dureza média em todas as regiões, inclusive em comparação com o produto sem tratamento ST. Já o TVS com relação ao TT, só não o superou, na redução das durezas, nas regiões de SOLDA e ZTAC apresentando a tendência de produzir os menores valores de dureza nas demais regiões, inclusive, promovendo menores valores de dureza que os produzido pelo TVD no MBT. Porém, em todas as regiões, prevaleceu os tratamentos por vibração ressonante com a tendência de proporcionar os menores valores de dureza.

Também, nos locais de medição referentes ao ângulo 270° , Figura 95, os tratamentos por vibração ressonantes apresentaram a maior tendência na redução dos valores de dureza em todas as regiões com relação ao produto sem tratamento ST, e com relação ao produto tratado com TT, sendo o TVD, o que mais reduziu os valores de dureza nas regiões da MBT, ZTAT, ZTAC e MBC.

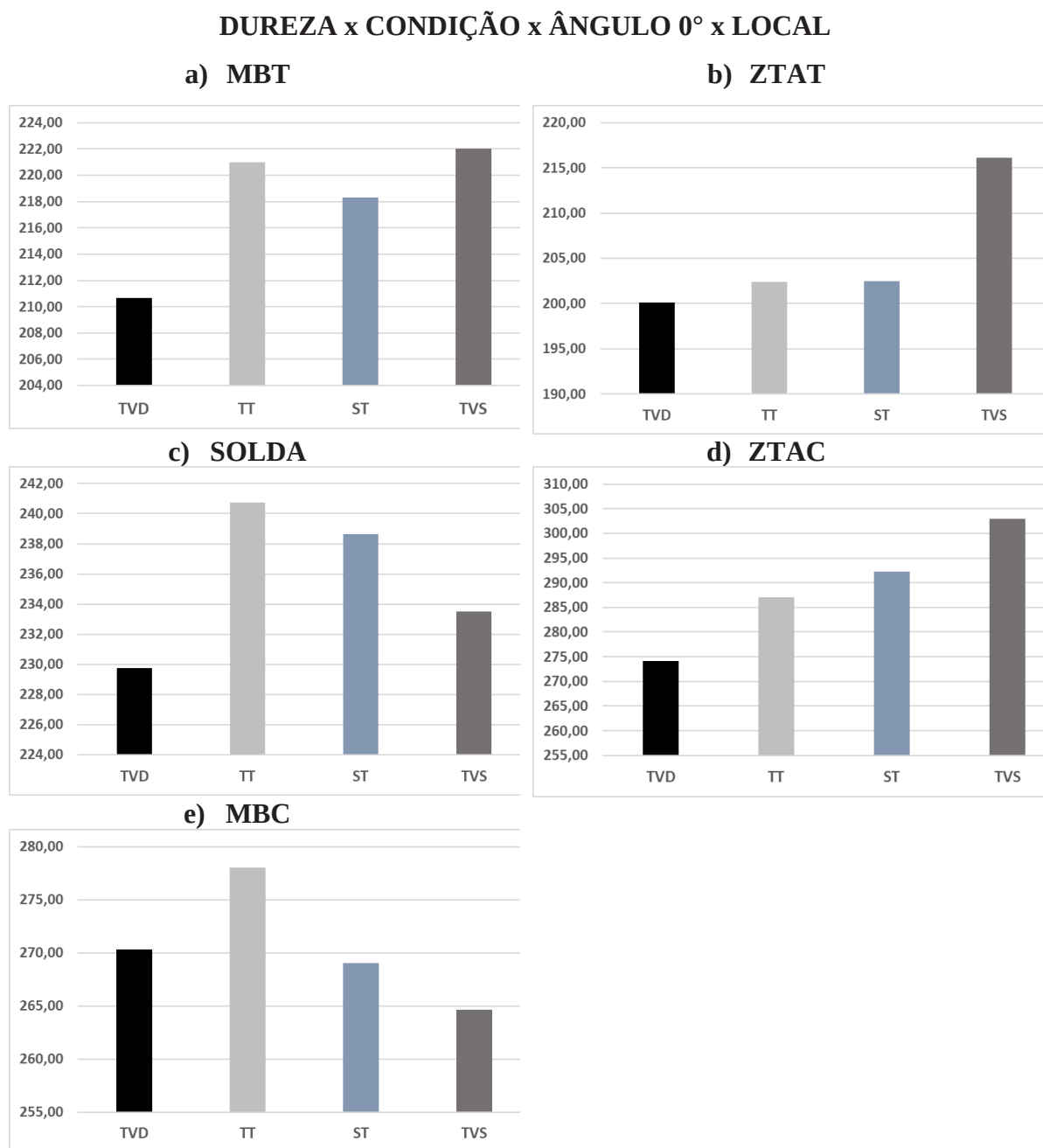
O alívio de tensões, tanto o obtido pela aplicação do tratamento térmico como pelos tratamentos de vibração, mostraram afetar a propriedade de dureza Vickers, reduzindo os seus valores após a aplicação destes tratamentos. Normalmente é de conhecimento no meio industrial que o tratamento térmico promove o alívio de tensões, tendo como consequência, o relaxamento da peça, a qual, após o tratamento, não apresenta mais distorções dimensionais ao longo do tempo, sendo este fato, caracterizado pela redução da dureza.

A efetividade do tratamento térmico de alívio de tensões depende da composição química dos materiais em tratamento e, sendo executado em temperaturas próximas a 600°C , promove a redução da dureza na região de solda e ZTA de tubos soldados a conectores devido ao fato de que, nesta faixa temperatura pode ocorrer difusão atômica com o aumento do volume de

precipitados reduzindo a concentração da martensita existente e, conseqüentemente, reduzindo a dureza e promovendo aumento da propriedade de ductilidade do material, com a queda da tensão de escoamento. Paralelamente a este fato, dependendo da composição dos materiais soldados, pode ocorrer também um início da recristalização de grãos de ferrita e certo espalhamento das discordâncias nestas temperaturas, colaborando para as reduções das propriedades mecânicas citadas (CUNHA, 2019); (BASTOS,2011).

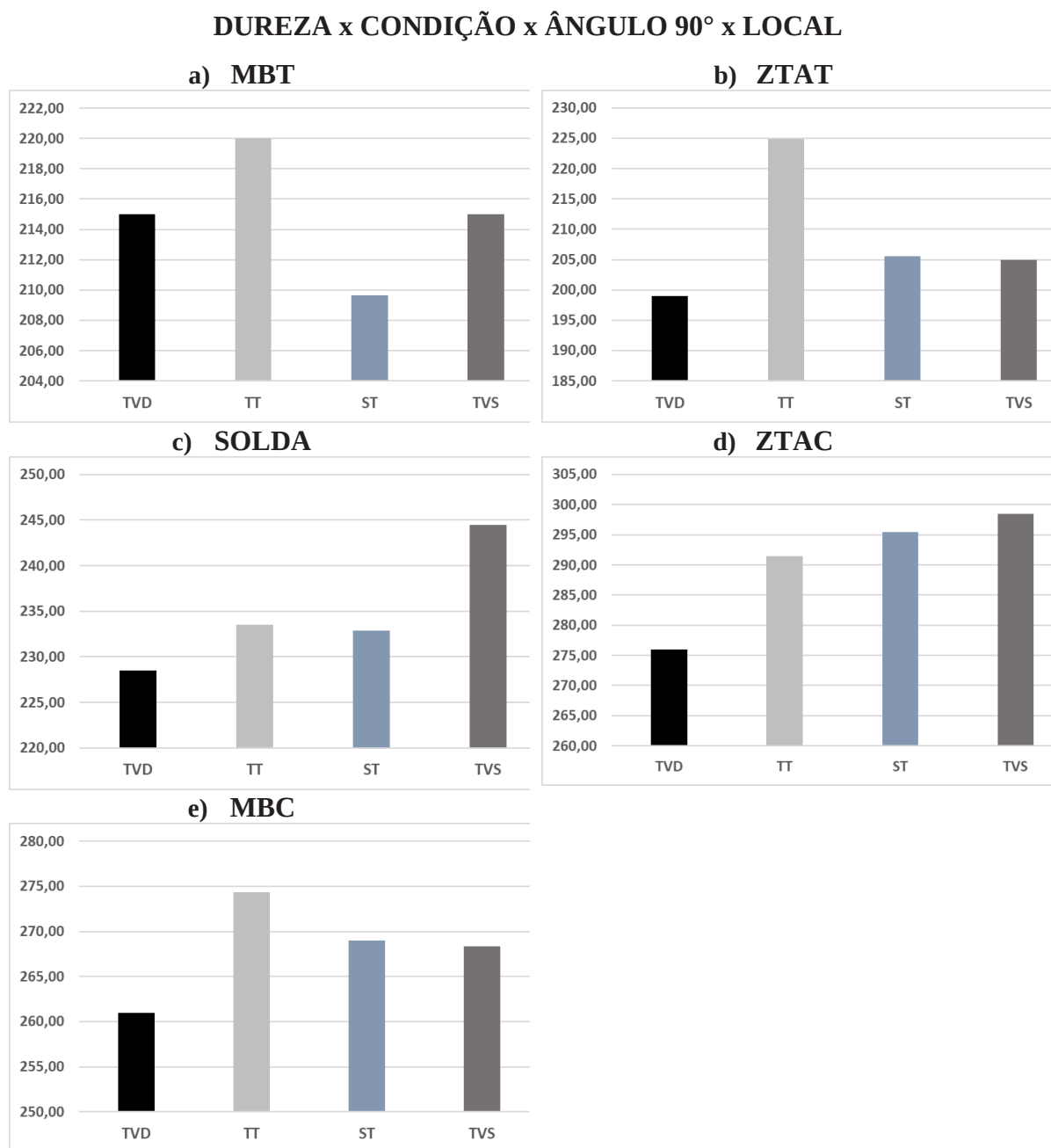
O mesmo processo acontece com a aplicação do tratamento de vibração ressonante. Este promoveu, também o relaxamento da peça eliminando as distorções dimensionais ao longo do tempo e promovendo a redução da dureza.

Figura 92. Resultados de dureza na posição 0° para todas as condições e locais de medição. Dureza máxima admissível 350HV10.



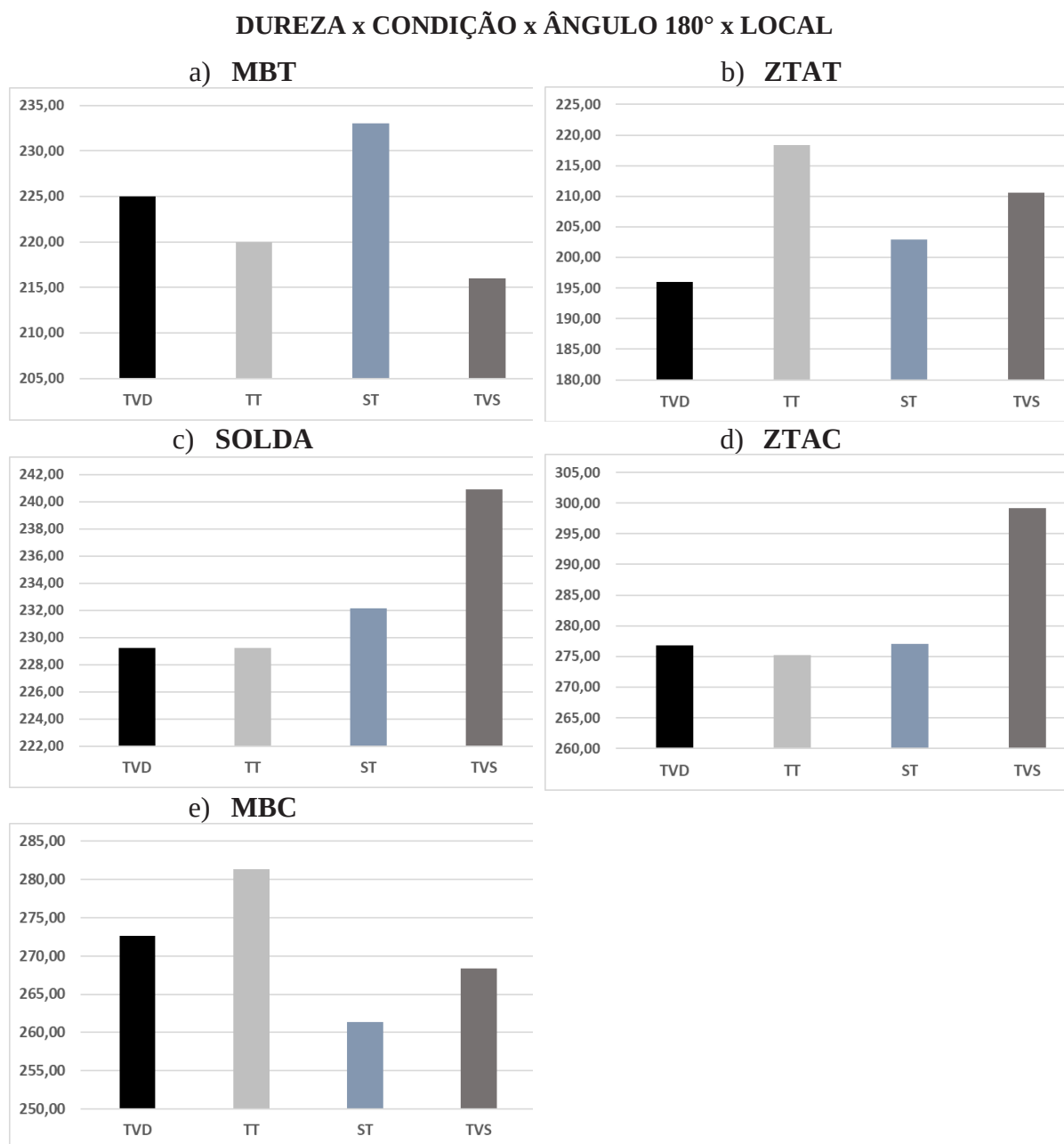
Fonte: AUTOR (2021).

Figura 93. Resultados de dureza na posição 90° para todas as condições e locais de medição. Dureza máxima admissível 350HV10.



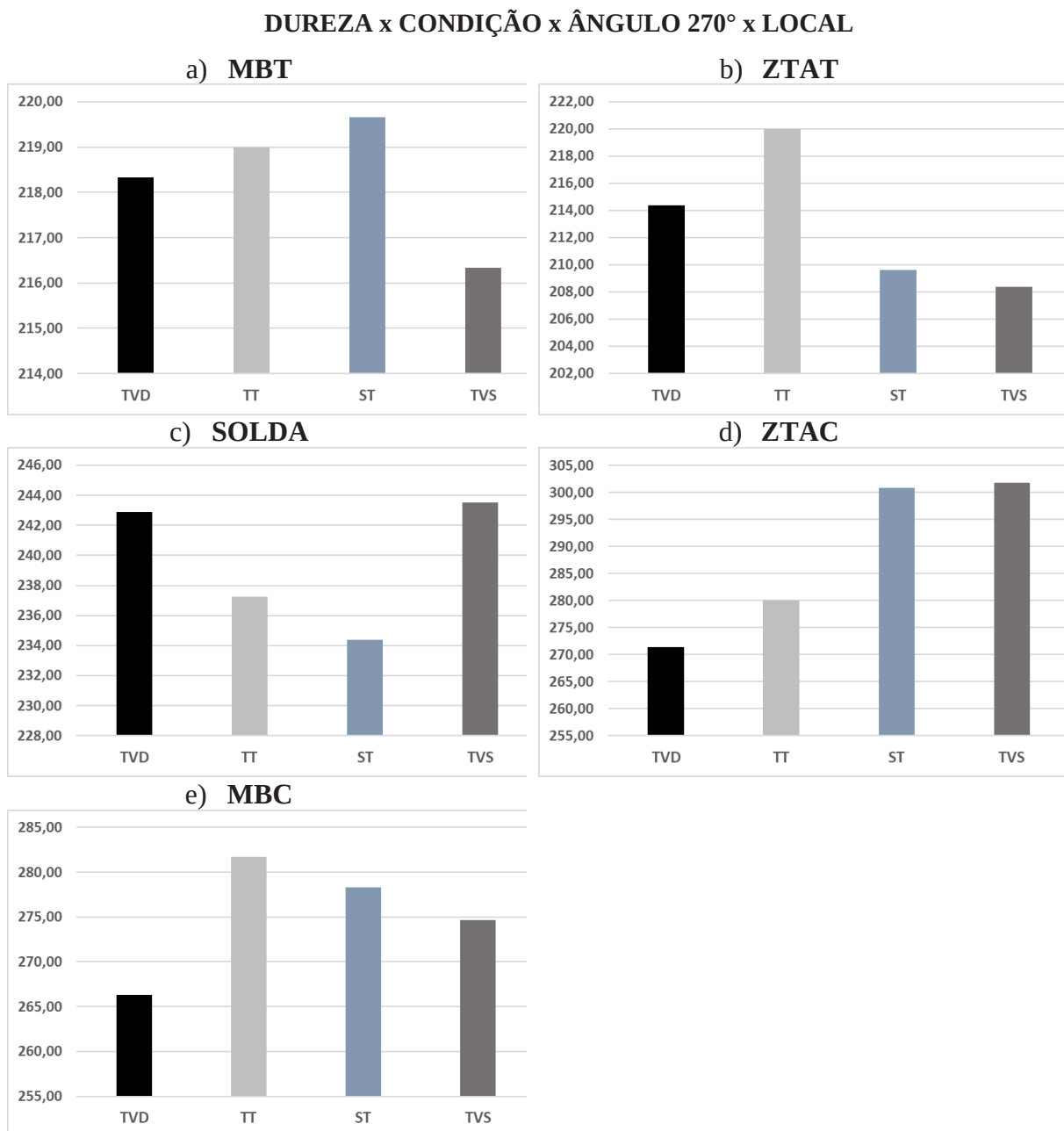
Fonte: AUTOR (2021).

Figura 94. Resultados de dureza na posição 180° para todas as condições e locais de medição. Dureza máxima admissível 350HV10.



Fonte: AUTOR (2021).

Figura 95. Resultados de dureza na posição 270° para todas as condições e locais de medição. Dureza máxima admissível 350HV10.



Fonte: AUTOR (2021).

O modelamento estatístico dos resultados corrobora, de forma qualitativa, os resultados já analisados analiticamente.

A Matriz, fornecida pelo MINITAB, Figura 95, apresenta oitenta repetições ou teoricamente, oitenta vezes foi realizada a medição de dureza. Como temos uma quantidade razoável de dados, o fatorial completo foi feito com sucesso.

Figura 96. Matriz do Experimento. Fatorial Completo.

Multilevel Factorial Design					Design Table									
Factors:	3	Replicates:	1		Run	Blk	A	B	C					
Base runs:	80	Total runs:	80		1	1	1	1	1	30	1	2	3	2
Base blocks:	1	Total blocks:	1		2	1	1	1	2	31	1	2	3	3
Number of levels: 4; 5; 4					3	1	1	1	3	32	1	2	3	4
					4	1	1	1	4	33	1	2	4	1
					5	1	1	2	1	34	1	2	4	2
					6	1	1	2	2	35	1	2	4	3
					7	1	1	2	3	36	1	2	4	4
					8	1	1	2	4	37	1	2	5	1
					9	1	1	3	1	38	1	2	5	2
					10	1	1	3	2	39	1	2	5	3
					11	1	1	3	3	40	1	2	5	4
					12	1	1	3	4	41	1	3	1	1
					13	1	1	4	1	42	1	3	1	2
					14	1	1	4	2	43	1	3	1	3
					15	1	1	4	3	44	1	3	1	4
					16	1	1	4	4	45	1	3	2	1
					17	1	1	5	1	46	1	3	2	2
					18	1	1	5	2	47	1	3	2	3
					19	1	1	5	3	48	1	3	2	4
					20	1	1	5	4	49	1	3	3	1
					21	1	2	1	1	50	1	3	3	2
					22	1	2	1	2	51	1	3	3	3
					23	1	2	1	3	52	1	3	3	4
					24	1	2	1	4	53	1	3	4	1
					25	1	2	2	1	54	1	3	4	2
					26	1	2	2	2	55	1	3	4	3
					27	1	2	2	3	56	1	3	4	4
					28	1	2	2	4	57	1	3	5	1
					29	1	2	3	1	58	1	3	5	2
										59	1	3	5	3
										60	1	3	5	
										61	1	4	1	
										62	1	4	1	
										63	1	4	1	
										64	1	4	1	
										65	1	4	2	
										66	1	4	2	
										67	1	4	2	
										68	1	4	2	
										69	1	4	3	
										70	1	4	3	
										71	1	4	3	
										72	1	4	3	
										73	1	4	4	
										74	1	4	4	
										75	1	4	4	
										76	1	4	4	
										77	1	4	5	
										78	1	4	5	
										79	1	4	5	
										80	1	4	5	

Fatores: A, B, C

Condição: 1;2;3;4

Fonte: MINITAB (2021).

Os resultados também foram submetidos a análise estatística de variância ANOVA, com o objetivo de analisar a influência dos fatores na variável dureza e o quanto foi significativa. Adotamos, como grau de significância padrão, $\alpha=5\%$, ou confiança de 95%.

Pela ANOVA, observamos o valor da estatística F e o valor “P”. O valor de “F” permite avaliar a variação entre as médias da amostra com relação à variação dentro do grupo, ou seja, sua relevância. O valor “P” permite avaliar a significância do fator na dureza.

Segue o resultado da ANOVA, considerando a comparação entre o fator CONDIÇÃO e o LOCAL DE MEDIÇÃO, Figura 97.

Figura 97. Resultados de Análise de Variância – Dureza versus: Condição, Local de Medição e Ângulo. Confiança de 95%

General Linear Model: DUREZA versus Condição; local medição; ângulo

Method

Factor coding (-1; 0; +1)

Factor Information

Factor	Type	Levels	Values
Condição	Fixed	4	ST; IT; TVS; TVD
local medição	Fixed	5	MB TUBO; ZTA TUBO; SOLDA; ZTA CONECTOR; MB CONECTOR
ângulo	Fixed	4	0; 90; 180; 270

Analysis of Variance

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Condição	3	918,0	306,0	6,11	0,001
local medição	4	73664,0	18416,0	367,82	0,000
ângulo	3	185,9	62,0	1,24	0,303
Error	69	3454,6	50,1		
Total	79	78222,5			

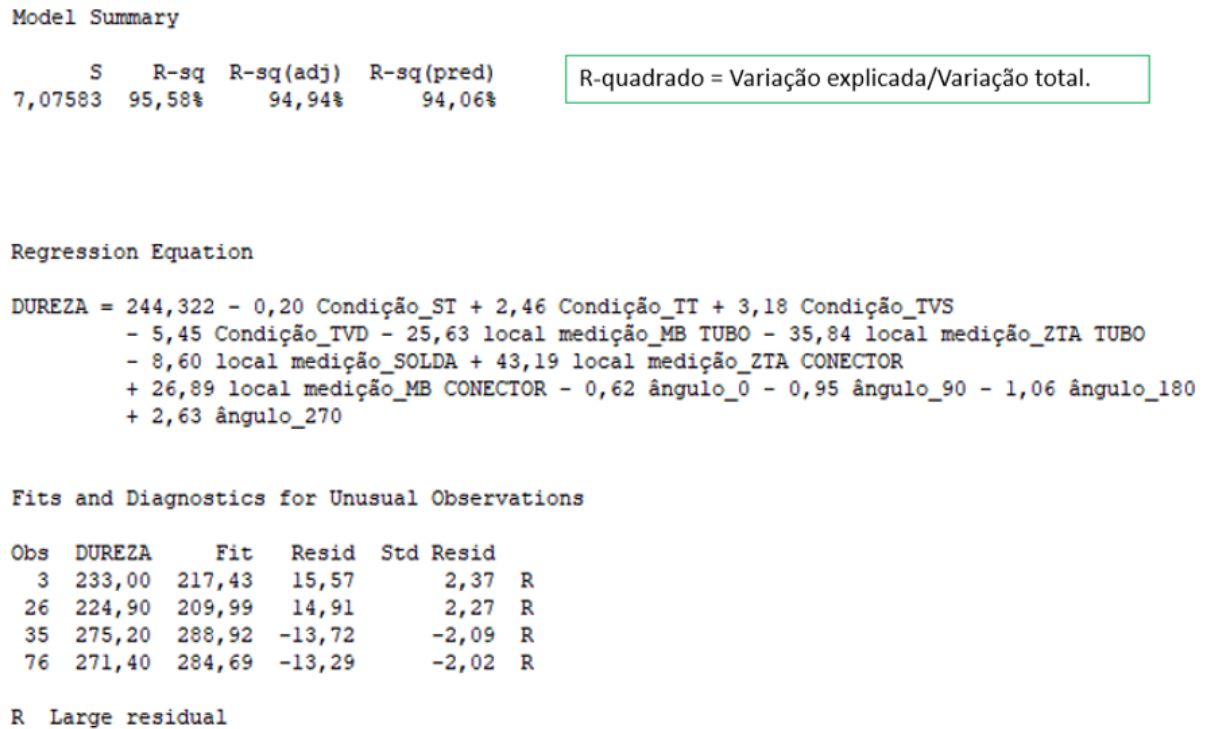
Fonte: MINITAB (2021).

Os resultados do modelamento estatístico fornecem valores do fator estatístico “P” igual a 0,001 e 0,000 para os fatores CONDIÇÃO E LOCAL DE MEDIÇÃO respectivamente, muito abaixo do nível de significância adotado $\alpha = 5\%$, indicando que os tratamentos de alívio de tensões adotados, assim como, a condição do produto sem tratamento, como também, os locais de onde foram retiradas as amostras, influenciaram significativamente os resultados de dureza.

Já o fator Ângulo, com valor estatístico de “P” igual a 0,303 (30,3%), muito maior que a significância $\alpha = 5\%$, não apresentou influência significativa no valor da dureza, mostrando homogeneidade nestes valores ao longo da solda circunferencial e região.

A ANOVA também forneceu a equação de regressão que nos permite calcular o valor esperado da dureza, pela atribuição dos níveis +1(*nível alto*); 0; -1(*nível baixo*) aos fatores, Condição, Local e Ângulo, com o fator estatístico R- quadrado apresentando o valor de ajuste de 94%, Figura 98.

Figura 98. Equação de regressão para obtenção dos valores de dureza esperado.



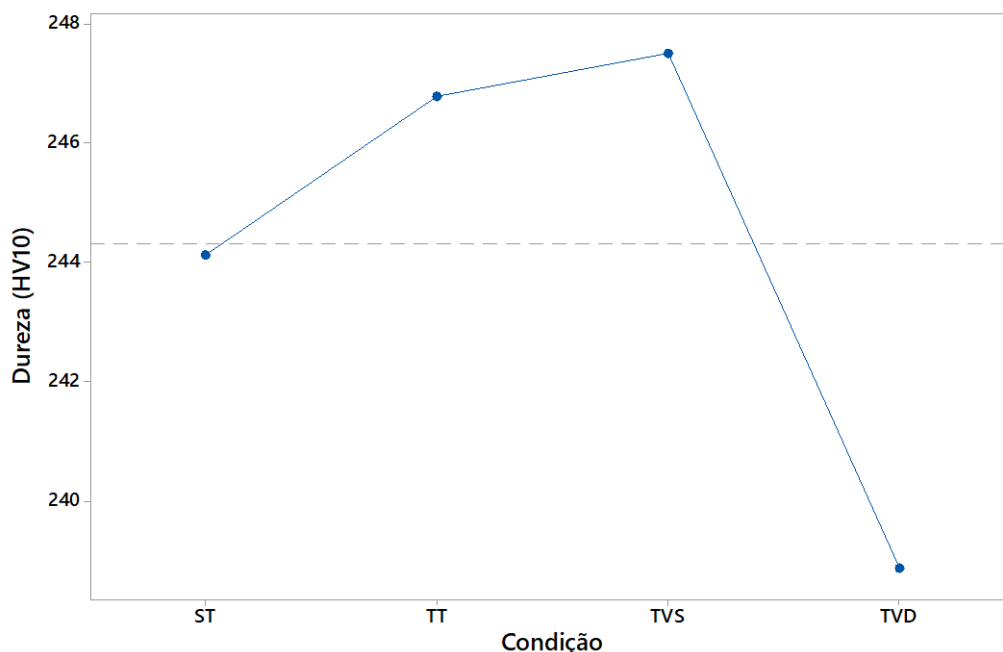
Fonte: MINITAB (2021).

A Figura 99 relaciona as médias de dureza com relação ao tipo de tratamento de alívio de tensões realizado. O espectro de variação da dureza, expresso no gráfico de aproximadamente 238 HV10 a 248 HV10 e nos demais valores dos ensaios, mostram que os tubos com conectores estão com um nível de tensões residuais muito baixo. Mas mesmo nestas condições, verifica-se que os tratamentos de alívio de tensões aplicados ainda trouxeram algum benefício às peças.

A Figura 99 mostra que o tratamento para alívio de tensões que proporcionou a maior queda de dureza, foi o TVD, Tratamento de Vibração Dupla, sendo o mais efetivo dos três tratamentos. Já o tratamento de vibração simples TVS propiciou o maior valor de dureza, seguido pelo tratamento térmico TT. O valor de dureza, resultante destes dois tratamentos, ainda esteve acima do valor de dureza para o tubo ST, que mesmo sem sofrer qualquer tratamento, apresentou o menor valor de dureza entre esses dois. Este fato pode ser explicado pelo nível dos valores de dureza serem baixos, principalmente, na região do MBT mostrando que este já se encontrava praticamente aliviado.

Por outro lado, o mecanismo que leva a redução dos valores de dureza quando da aplicação de vibração ressonante está associado às micro plastificações locais ocorridas pela associação das tensões residuais com às provocadas pela amplitude de vibração, superando os valores da tensão de escoamento nestas regiões, provocando o relaxamento das estruturas locais pelo espalhamento de discordâncias e a consequente redução de dureza.

Figura 99. Médias de dureza com relação ao tipo de tratamento de alívio de tensões realizado.



Fonte: MINITAB (2021).

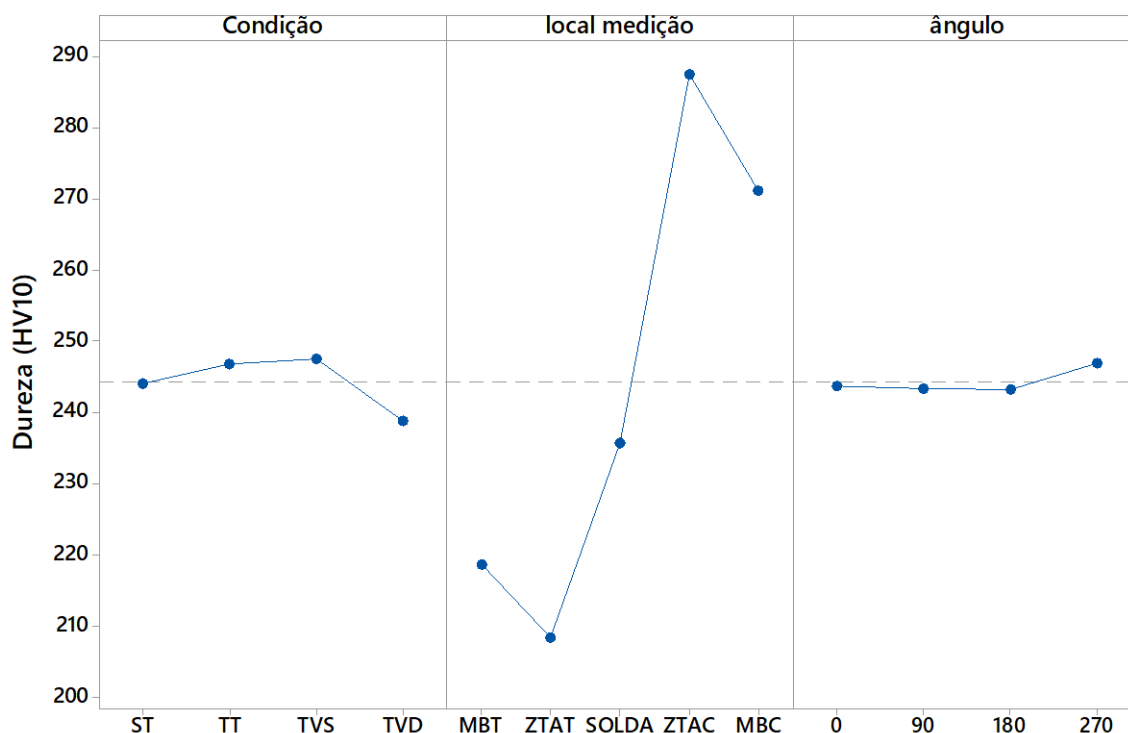
O gráfico da Figura 100, apresenta a variação dos valores médios de dureza produzidos pelo conjunto das condições ST, TT, TVS e TVD, associados ao fator região, MBT, ZTAT, SOLDA, ZTAC, e MBT, relacionadas à posição, ângulo, da qual foram retiradas. Na ordenada do gráfico estão os valores de dureza Vickers enquanto, na abscissa, estão os fatores, Região MBT, ZTAT, SOLDA, ZTAC, e MBT Condição (ST, TT, TVS e TVD) e Ângulo (0°, 90°, 180° e 270°).

O gráfico Tratamentos versus Dureza, Figura 100, mostra que o tratamento TVD foi o que mais influenciou os resultados, produzindo os menores valores de dureza nas regiões estudadas, seguido pelo tratamento TT, praticamente com valores muito próximos ao apresentado pelo tratamento TVS. O gráfico região versus dureza, e ângulo versus dureza, Figura 100, mostra que os maiores valores de dureza se encontram na ZTAC e na posição 270°, com valores acima de 290HV10, onde o tratamento TVD promoveu as maiores reduções nos valores de dureza VICKERS, quando comparados ao produto sem tratamento ST, seguido pelo TT, com valores muito próximos aos produzidos pelo TVS, como também, os menores valores se encontram na ZTAT com valores abaixo de 210HV10. Observa-se, também, que os valores médios de dureza na região do metal base do tubo MBT são superiores às encontradas na região da ZTAT.

Os gráficos, portanto, mostram que os tratamentos de vibração, além de não introduzirem nenhum tipo de defeito nos produtos, acompanharam os efeitos produzidos pelo tratamento

térmico, como também, o único tratamento que conseguiu proporcionar valores médios de dureza Vickers abaixo 240HV10 foi o tratamento TVD.

Figura 100. Comparação entre valores de dureza versus Condição, Local de Medição e Ângulo.



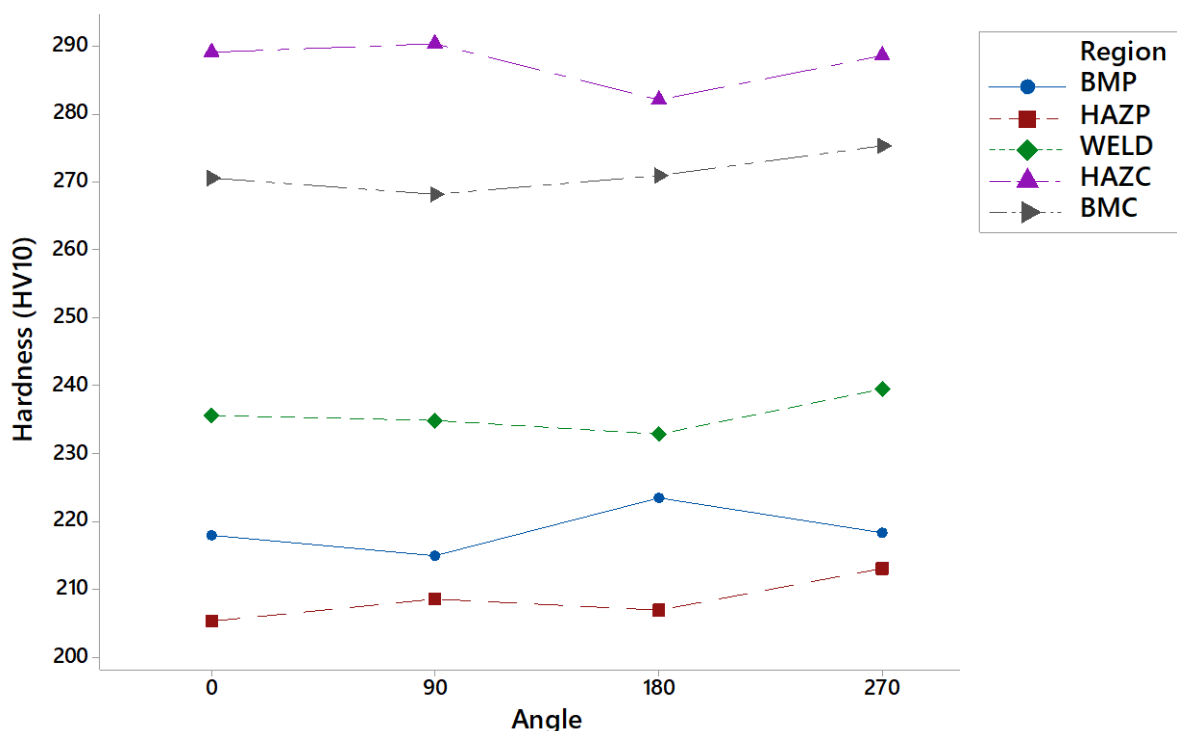
Fonte: MINITAB, 2021.

É possível verificar, também, Figura 100, que o fator Ângulo não teve influência sobre os resultados de dureza, à 95% de confiança, significância $\alpha = 5\%$, com os valores de dureza praticamente iguais em todas as posições, apresentando apenas, uma leve tendência a serem um pouco maiores na posição 270°, porém, com valores muito próximos aos das demais regiões. Verifica-se, ainda, que os valores de dureza aumentam da ZTAT para a ZTAC, devido a região da ZTAT ser constituída por uma estrutura bainítica-ferrítica de grãos refinados próximos ao metal de base do tubo, apresentando crescimento de grãos na direção da linha de fusão de solda, devido ao aporte de calor, promovendo um aumento crescente dos valores de dureza, das regiões do metal de base em direção à linha de fusão da solda. Os valores de dureza tendem a crescer na região da solda devido a diluição dos materiais de base do tubo, conector e do eletrodo, aumentando a concentração de elementos de ligas como, cromo, manganês e molibdênio que aumentam a temperabilidade do aço com o consequente aumento da resistência mecânica e sua dureza. O conector por ter sofrido beneficiamento, possui uma estrutura revenida de grãos finos apresentando durezas elevadas acima de 250HV10. Com o aporte de

calor devido à soldagem, na ZTAC pode ocorrer a formação de fases frágeis como o microconstituente M-A geralmente próximo à linha de fusão na região de grãos grosseiros da ZTAC, elevando os valores de dureza (CUNHA,2019).

Já, gráfico da Figura 101, de interação entre os fatores Local de Medição e Ângulo, indicam a não ocorrência de interação de segunda ordem, mostrando que os valores de dureza dependem unicamente do fator considerado, mostram também, que a região com os maiores valores de dureza é zona termicamente afetada do conector (HAZC/ZTAC), seguida pela região do metal base do conector (BMC/MBT) e pela região da solda (Weld). Este gráfico mostra, também, a baixa influência do fator posição, ângulo, nos resultados de dureza.

Figura 101. Gráfico de interação entre fatores Local de Medição e Ângulo - resposta, valores de dureza.



Fonte: MINITAB (2021).

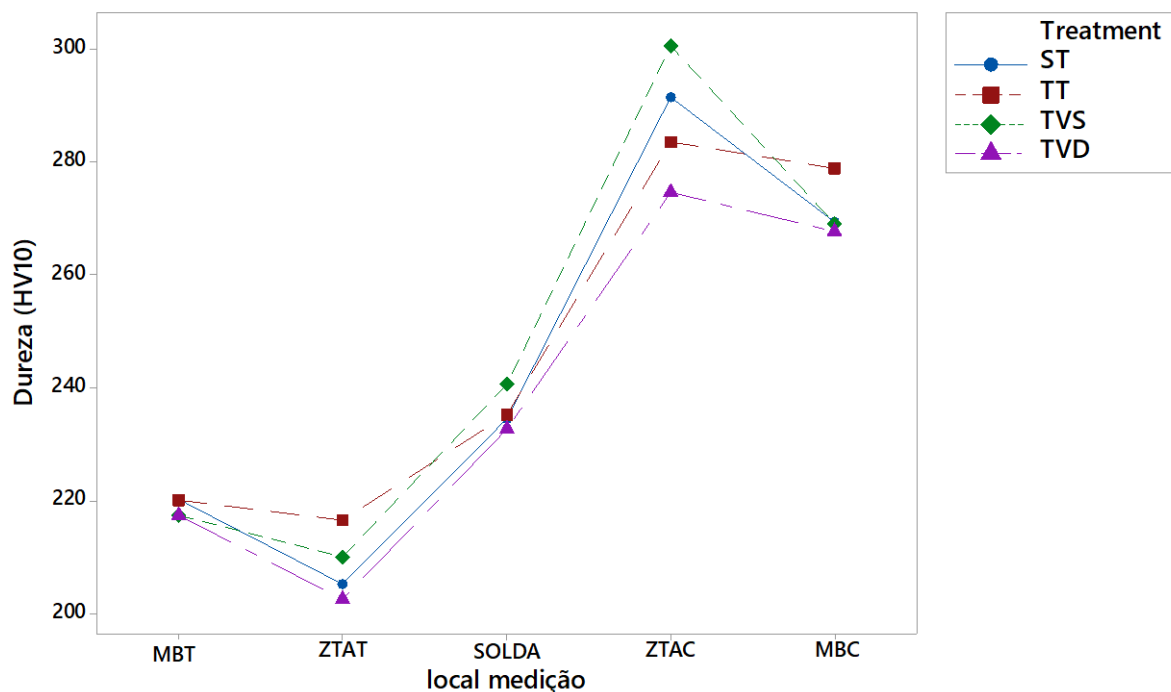
Já o gráfico, Figura 102, de interação dos tipos de tratamento com a Região, mostra a influência nos resultados de dureza produzida por cada tipo de tratamento em cada região.

Esta mostra que, o tratamento que mais influenciou os resultados das médias de dureza, para todos os locais de medição estudados, foi o TVD.

Na região do BMP/MBT, os tratamentos TVD e TVS tendem a apresentar resultados médios de dureza semelhantes, porém, menores que os encontrados no produto sem tratamento ST. É interessante observar que, nesta região os valores de dureza já estão baixos e, mesmo

assim, os tratamentos vibracionais conseguiram reduzi-la ainda mais, com a tendência de superar os valores fornecidos pelo TT, o qual apresenta resultados semelhantes ao ST não tendo sido efetivo nesta região.

Figura 102. Gráfico de interação do Fator Condição e Local de Medição com resposta dureza.



Fonte: MINITAB (2021).

Na ZTAT somente o TVD apresenta a tendência de fornecer os menores os valores médios de dureza com relação ao produto sem tratamento ST e aos demais tratamentos. Os tratamentos TT e TVS aparentemente não apresentaram energia suficiente para promover maiores reduções nesta região. Comparando os produtos tratado com o TT com o tratado com o TVS, é possível ver que o TVS apresenta valores médios de dureza inferiores aos valores fornecidos pelo TT, mostrando uma maior efetividade que o tratamento TT nesta região.

Na região da solda, o tratamento TVD foi o que apresentou a maior tendência de redução das médias de dureza, apresentando valores inferiores aos encontrados no produto sem tratamento ST e ao produto tratado com TT. Tanto o TVS como o TT não foram capazes de reduzir os valores de dureza com relação ao produto sem tratamento ST sendo que, o tratamento TVS produziu os maiores valores médios de dureza nesta região.

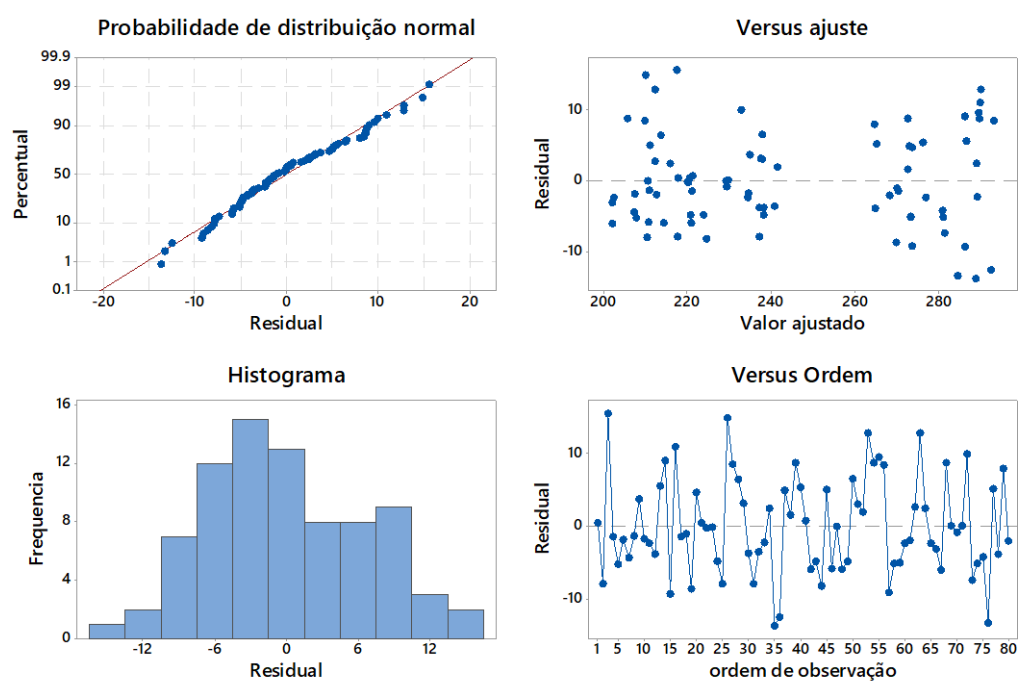
Na ZTAC, o tratamento TVD apresentou uma influência significativamente maior que os demais tratamentos produzindo os menores valores médios de dureza, seguido pelo tratamento TT. Ambos produziram valores médios de dureza inferiores aos do produto sem tratamento ST,

com o tratamento TVS apresentando os maiores valores de dureza não sendo efetivo nesta região.

Na região MBC somente o TVD também apresenta a tendência em promover os menores valores médios de dureza sendo, mais efetivo que o tratamento TVS, que praticamente igualou os resultados com o ST. Já o tratamento TT não foi capaz de reduzir os valores médios de dureza produzindo resultados superiores aos encontrados no produto sem tratamento ST.

Os valores da Figura 103 permitem verificar o ajuste do modelo estatístico utilizado. Com os gráficos dos resíduos, é possível verificar que o modelo explica: (a) mais de 94% da variação da resposta (b) com distribuição assimétrica dos dados não apresentando outliers, (c) com variância constante e (d) não havendo correlação entre os resíduos, portanto, as discussões são embasadas com confiabilidade de 95%.

Figura 103. Gráfico de ajuste do processo de obtenção e realização dos dados.



Fonte: MINITAB (2021).

Os ensaios também foram analisados através do teste de comparação de pares de Tukey permitindo enxergar quais fatores foram influentes. O teste foi executado para todos os fatores.

Este teste complementa a ANOVA, uma vez que fornece a informação sobre o que foi significativo, o que foi influente. Com o teste de Tukey conseguimos enxergar quem influenciou significativamente nos resultados.

O teste de Tukey indicou uma elevada significância, com 95% de confiança, para o fator Local de Medição, com influência de todos os pares com significância estatística assegurada, conforme observado na ANOVA.

Com a mesma confiança de 95%, para o fator Ângulo, todos os intervalos contiveram o zero, Figura 103, indicando significância estatística nula, ou seja, o ângulo tem pouca influência sobre os resultados de dureza, como já verificado.

Para o fator Condição, e mesmo grau de confiança, os pares de comparação que contiveram o nível TVD, tratamento de Vibração Duplo, tiveram as médias mais diferentes indicando alta influência, conforme comprovado pelos resultados da ANOVA. As comparações TVD-TT e TVD-TVS apresentaram elevada significância com a estatística “p” apresentando os valores de 0,004 e 0,001 respectivamente, assim como, a comparação TVD-ST com valor de “p” igual a 0,098, mostrando a tendência de o TVD apresentar valores médios de dureza inferiores aos encontrados no produto ST, Figura 102.

O teste foi aplicado para todos os fatores. Detalhando os resultados e aplicando o Tukey para o fator Condição, Figura 104, e Figura 105, tem-se:

Figura 104: Valores resposta para o teste de Tukey relacionando a dureza com a Condição a 95% de confiança.

Grouping Information Using the Tukey Method and 95% Confidence

Condição	N	Mean	Grouping
TVS	20	247,505	A
TT	20	246,784	A
ST	20	244,122	A B
TVD	20	238,875	B

Means that do not share a letter are significantly different.

Tukey Simultaneous Tests for Differences of Means

Difference of Condição Levels	Difference of Means	SE of Difference	Simultaneous 95% CI	T-Value	Adjusted P-Value
TT - ST	2,66	2,24	(-3,22; 8,55)	1,19	0,635
TVS - ST	3,38	2,24	(-2,50; 9,27)	1,51	0,436
TVD - ST	-5,25	2,24	(-11,13; 0,64)	-2,34	0,098
TVS - TT	0,72	2,24	(-5,16; 6,61)	0,32	0,988
TVD - TT	-7,91	2,24	(-13,79; -2,02)	-3,53	0,004
TVD - TVS	-8,63	2,24	(-14,52; -2,74)	-3,86	0,001

Individual confidence level = 98,95%

Fonte: MINITAB (2021).

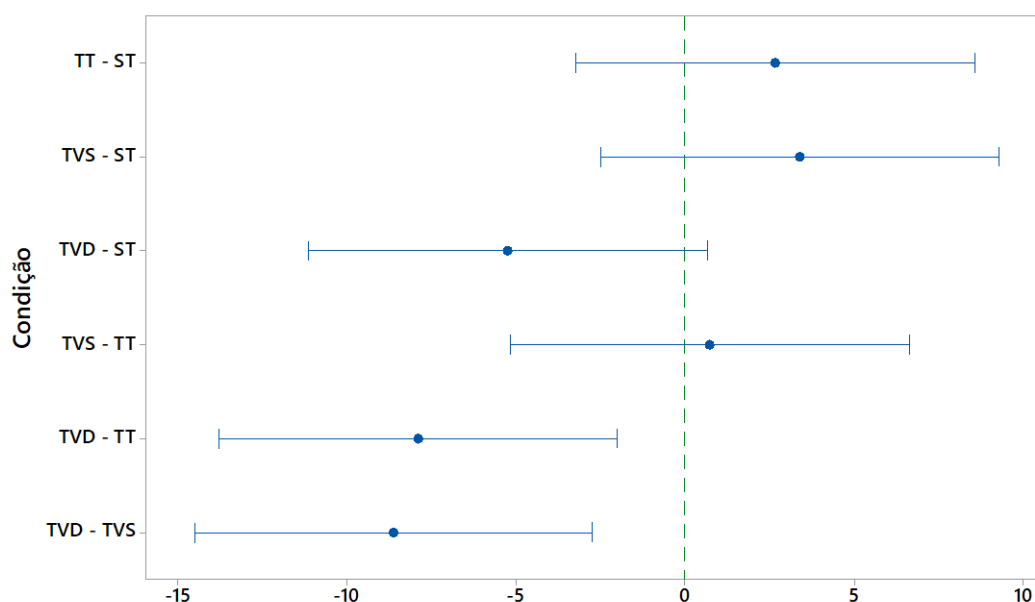
Do gráfico, Figura 105, vemos que o fator TVD foi o mais influente que o TT e que o TVS, caracterizado pelo fato dos intervalos não conterem a abscissa de valor zero, indicando que as médias são bem diferentes.

Os intervalos TVD-TV S e TVD-TT se encontram na região negativa do gráfico mostrando que o TVD possui a maior tendência na redução dos valores médios de dureza apresentando sempre os menores valores.

O tratamento de vibração simples TVS praticamente apresentou o mesmo efeito que o tratamento térmico TT em todas as regiões estudadas.

O tratamento de vibração dupla TVD apresentou a tendência em fornecer valores de dureza média inferiores ao apresentado pelo produto sem tratamento ST em todas as regiões. Provavelmente o produto ST já apresentava valores de dureza muito próximos aos obtidos pelos tratamentos de alívio de tensões estudados.

Figura 105. Gráfico do teste de Tukey relacionando a dureza com a Condição com 95% de confiança.



Fonte: MINITAB, 2021.

Já o tratamento de vibração simples TVS não apresentou efetividade quando comparado ao produto sem tratamento ST. O mesmo acontecendo com tratamento térmico TT. Nestes dois casos vale a justificativa anterior, a comparação pode ter sido dificultada pelo fato de o produto sem tratamento ST possuir baixos valores de dureza desde o início, valores próximos aos produzidos pelos tratamentos em questão.

Por outro lado, é possível afirmar que, de uma forma geral, os tratamentos de alívio de tensões por vibração apresentaram a tendência de serem mais efetivos que o tratamento térmico nas regiões estudadas.

Aplicando o Tukey para o fator Local Medição, Figura 106 e Figura 107, tem-se:

Figura 106. Valores resposta para o teste de Tukey relacionando a Dureza com Local de Medição

Grouping Information Using the Tukey Method and 95% Confidence

local medição	N	Mean	Grouping
ZTA CONECTOR	16	287,512	A
MB CONECTOR	16	271,208	B
SOLDA	16	235,719	C
MB TUBO	16	218,687	D
ZTA TUBO	16	208,481	E

Means that do not share a letter are significantly different.

Tukey Simultaneous Tests for Differences of Means

Difference of local medição Levels	Difference of Means	SE of Difference	Simultaneous 95% CI	T-Value	Adjusted P-Value
ZTA TUBO - MB TUBO	-10,21	2,50	(-17,21; -3,20)	-4,08	0,001
SOLDA - MB TUBO	17,03	2,50	(10,03; 24,04)	6,81	0,000
ZTA CONECTOR - MB TUBO	68,82	2,50	(61,82; 75,83)	27,51	0,000
MB CONECTOR - MB TUBO	52,52	2,50	(45,52; 59,53)	20,99	0,000
SOLDA - ZTA TUBO	27,24	2,50	(20,23; 34,24)	10,89	0,000
ZTA CONECTOR - ZTA TUBO	79,03	2,50	(72,03; 86,04)	31,59	0,000
MB CONECTOR - ZTA TUBO	62,73	2,50	(55,72; 69,73)	25,07	0,000
ZTA CONECTOR - SOLDA	51,79	2,50	(44,79; 58,80)	20,70	0,000
MB CONECTOR - SOLDA	35,49	2,50	(28,48; 42,49)	14,19	0,000
MB CONECTOR - ZTA CONECTOR	-16,30	2,50	(-23,31; -9,30)	-6,52	0,000

Fonte: MINITAB (2021).

Observando o gráfico, Figura 107, vemos que todos os Locais de Medição são significativamente diferentes quanto aos valores de dureza, mostrando o que já havia sido constatado na análise da ANOVA.

A maior diferença, nas médias dos valores de dureza, é encontrada entre a ZTAC do Conector com relação à ZTAT do tubo.

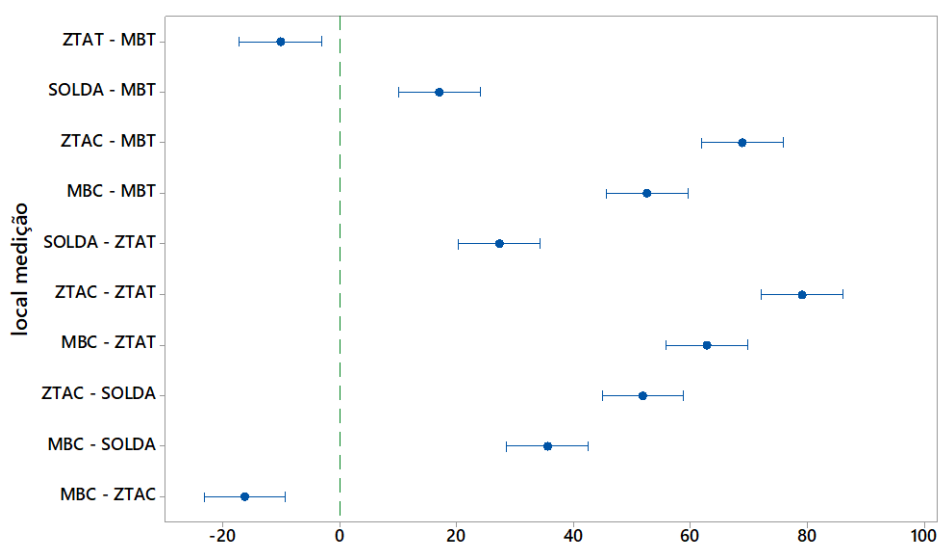
Já a menor diferença, nas médias de durezas, é encontrada entre a ZTAT com relação ao MBT.

Outra observação interessante é que a média de dureza na SOLDA é maior que a encontrada no MBT e na ZTAT. Por outro lado, a média de dureza na SOLDA é menor que a encontrada na ZTAC e no MBC, como já discutido anteriormente.

A média de dureza no MBC é maior que as encontradas no MBT, na Solda e na ZTAT.

Embora os tratamentos de alívio de tensões tenham mostrado efetividade, ainda assim, os níveis de tensões residuais são mais elevados nas regiões do conector do que nas do tubo, devido ao material do conector AISI 4130 e ao tratamento de beneficiamento ao qual foi submetido.

Figura 107. Gráfico resposta para o teste de Tukey relacionando a Dureza com Local de Medição.



Fonte: MINITAB (2021).

Aplicando o Tukey para o fator Ângulo, Figura 108 e Figura 109, tem-se:

Neste caso, os valores da estatística “p”, para todas as comparações entre as posições angulares de retirada das amostras, são muito maiores que a significância a dotada caracterizando que as médias dos valores de dureza se aproximam muito em todas posições comparadas. Logo, ao nível de significância $\alpha = 5\%$ os valores de média de dureza na seção considerada serão sempre iguais.

Figura 108. Valores resposta de Tukey relacionando a Dureza com Ângulo com 95% de confiança.

Grouping Information Using the Tukey Method and 95% Confidence

ângulo	N	Mean	Grouping
270	20	246,947	A
0	20	243,706	A
90	20	243,370	A
180	20	243,263	A

Means that do not share a letter are significantly different.

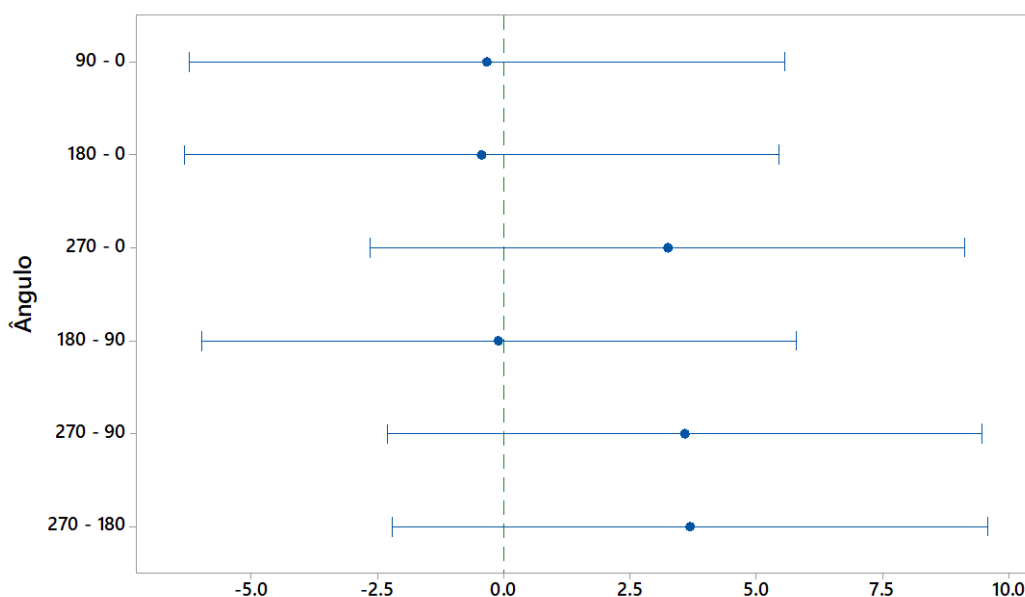
Tukey Simultaneous Tests for Differences of Means

Difference of ângulo Levels	Difference of Means	SE of Difference	Simultaneous 95% CI	T-Value	Adjusted P-Value
90 - 0	-0,34	2,24	(-6,22; 5,55)	-0,15	0,999
180 - 0	-0,44	2,24	(-6,33; 5,44)	-0,20	0,997
270 - 0	3,24	2,24	(-2,65; 9,13)	1,45	0,474
180 - 90	-0,11	2,24	(-5,99; 5,78)	-0,05	1,000
270 - 90	3,58	2,24	(-2,31; 9,46)	1,60	0,386
270 - 180	3,68	2,24	(-2,20; 9,57)	1,65	0,360

Individual confidence level = 98,95%

Fonte: MINITAB (2021).

Observando o gráfico, Figura 109, para todos os pares de ângulos analisados, vemos que todos os intervalos contêm o zero mostrando que, os resultados não possuem uma diferença significativa, ou seja, existe uma uniformidade nos valores de dureza na seção transversal do tubo no nível de confiança de 95%.

Figura 109. Gráfico resposta para o teste de Tukey relacionando a Dureza com Ângulo.

Fonte: MINITAB (2021).

Portanto, das análises quantitativas, dos ensaios de dureza e, das análises qualitativas estatísticas de ANOVA e Tukey, mostraram que, o processo de vibração ressonante intermitente VSR, além de não introduzir nenhum defeito no produto, produziu resultados coerentes com o esperado em processos aplicados para este fim, reduzindo a propriedade de dureza na maioria das regiões estudadas, com o processo de vibração dupla TVD produzindo as maiores reduções de dureza, sempre a frente dos processos TVS e TT. Os resultados também mostraram que o tratamento intermitente de vibração simples TVS praticamente produz os mesmos efeitos que o tratamento térmico TT.

Os estudos mostraram que o comportamento da propriedade de dureza Vickers foi o mesmo para os tratamentos de vibração como para o tratamento térmico, apresentando queda com relação ao produto sem tratamento. Este comportamento já era esperado quando da aplicação do tratamento térmico.

Por outro lado, os ensaios de dureza mostraram-se um excelente indicador da ocorrência do alívio de tensões em peças deste porte, quando submetidas ao tratamento de alívio de tensões por vibração, uma vez que, acompanharam a tendência de indicação das quedas de dureza ocorridas por ocasião da execução do alívio de tensões promovido pelo tratamento térmico, e que sinaliza a queda das tensões residuais presentes nas peças ensaiadas.

Justificando esta afirmação, numerosos estudos têm sido conduzidos nas últimas décadas com o intuito de relacionar empiricamente tensões residuais elásticas à dureza de contato.

Estes estudos têm mostrado que, a presença da tensão residual influencia a resposta de força de penetração do indentador/penetrador na peça, sendo que, para uma mesma profundidade do penetrador, esta força é maior na presença de tensões residuais de compressão, assumindo o menor valor quando as tensões residuais são de tração. Avaliando a amostra na ausência de tensões residuais, a força de penetração se situa entre os valores das tensões residuais de compressão e tração (WONG, ZHAO, 2020); (ZHU, 2015).

Lee et al. trabalhando com ao aço API X65 obtido através de processo termomecânico e laminação controlada, muito próximo do aço do tubo deste trabalho, propuseram um modelo para a medição dos componentes da tensão residual principal σ_x e σ_y partindo do princípio que, a relação entre essas tensões: $k = \sigma_x/\sigma_y$, fosse conhecida, usando, para isso, o indentador Berkovich ou Vickers (LEE, KNOW, 2003).

O modelo assume uma relação linear entre a tensão residual e a variação do pico de carga com relação à uma amostra livre de tensão residual. Pela análise das impressões dos indentadores, foi possível verificar que a diferença entre as componentes da tensão residual

produz diferentes alturas de empilhamento (pile-up) ao longo de direções principais, mostrando que, os testes de dureza podem ser um bom indicador da presença ou não destas tensões na peça (LU; FENG *et al*, 2014) (BUSHAN; WILLIANS, 1987).

Em geral, a dureza Vickers ou Rockwell decresce na presença de tensões residuais trativas e, cresce, na presença de tensões residuais de compressão e, portanto, é de se esperar que materiais livre de tensões residuais ou com níveis baixos apresentem valores de durezas inferiores com relação àqueles cuja presença destas é significativa (SWADENER, 2002); (YUN-HEE, 2004); (GRECO, 2020).

É possível afirmar de forma qualitativa a correlação existente entre os resultados dos testes de indentação/dureza com a presença de tensões residuais na superfície de um corpo de provas e também, como mostrado em vários estudos, a possibilidade de se quantificar o valor destas tensões através destes mesmos testes (KHAN, 2010).

Estudos mostram também que, a magnitude das tensões residuais pode ser correlacionada e determinada através dos seguintes efeitos resultantes dos ensaios de indentação: (1) variação de dureza no material, (2) relação entre força e a profundidade de indentação, (3) medição da forma geométrica da indentação, (4) medição da deformação ao redor da indentação (KHAN, 2010).

Como os tratamentos de alívio de tensões promovem o relaxamento e redistribuição destas tensões ao longo da estrutura da peça tratada, estes apresentarão variações dos valores de dureza mais acentuados e portanto, para uma mesma força de indentação, apresentarão uma profundidade de penetração do indentador maior, tanto na presença de tensões residuais de tração como de compressão, gerando uma impressão geométrica mais acentuada e maiores deformações ao redor do indentador, quando comparamos estes resultados com os obtidos de corpos de provas sem terem sido submetidos ao tratamento de alívio de tensões. Este fato caracteriza os ensaios de dureza, mostrando que estes ensaios, constituem um indicador forte para a análise da efetividade dos processos de alívio de tensões considerados neste trabalho.

4.2.2 Ensaio de Impacto – Charpy “V”.

4.2.2.1 Análise da zona termicamente afetada do tubo – ZTAT

Todos os resultados superaram os valores limites de qualidade, aprovando os produtos para a aplicação. A tabela com todos os dados se encontra no ANEXO 2 deste trabalho.

A Tabela 32 contém os maiores e os menores valores de energia CVN encontrados na região da ZTAT para cada tipo de tratamento. Verifica-se que os maiores valores de energia absorvida, CVN, são encontrados na zona termicamente afetada do tubo ZTAT, com os tratamentos de vibração produzindo os maiores valores de energia quando comparados ao tratamento térmico TT, sendo, o tratamento TVD, o que produziu os maiores valores de energia CVN, entre os quatro produtos testados, portanto, tendo a tendência a afetar esta propriedade mecânica de forma mais significativa nesta região.

Tabela 32. Maiores e menores valores de energia CVN na zona termicamente afetada do tubo ZTAT.

TUBO – ENERGIA CVN (Joule)												
TRAT.	LF EXT.		LF INT.		LF +2mm EXT.		LF +2mm INT.		LF +5mm EXT.		LF +5mm INT.	
	MÁX	Min	MÁX	Min	MÁX	Min	MÁX	Min	MÁX	Min	MÁX	Min
TVD	295	224	298	223	296	285	253	188	334	311	294	284
TT	198	150	103	43	202	154	82	53	255	193	195	194
ST	253	116	212	185	276	268	239	210	287	276	229	220
TVS	240	180	269	86	280	242	226	204	322	270	272	264

Fonte: AUTOR (2022).

Verifica-se, também, que os maiores valores com relação aos menores encontrados e tabelados, são produzidos pelos tratamentos de vibração TVD e TVS o que mostra a elevada tendência destes tratamentos afetarem esta propriedade nesta região mais, do que o tratamento térmico TT, normalmente aplicado nestes produtos.

Por outro lado, verifica-se, também, na Tabela 32 e Tabela 33, que o tratamento térmico (TT) tende a reduzir os valores de energia ao impacto quando comparado ao produto sem tratamento (ST), como já discutido anteriormente.

A Tabela 33 fornece a média aritmética dos valores de energia CVN obtidos nas regiões estudadas do tubo com respectivo desvio padrão e vê-se que, em todas as regiões, os tratamentos por vibração possuem a maior tendência em proporcionar os maiores resultados de energia CVN, quando comparados os resultados produzidos pelo tratamento térmico TT.

Tabela 33. Média aritmética e desvio padrão dos valores de energia CVN na zona termicamente afetada do tubo.

ZTAT - [Joule]												
CON.	LF EXT.		LF INT.		LF +2 mm EXT		LF +2 mm INT		LF +5 mm EXT		LF +5 mm INT	
	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$
TVD	256	36	254	39	292	6	210	37	321	12	288	5
TT	167	27	69	31	182	25	68	15	231	33	195	1
ST	207	79	203	15	273	5	223	15	281	6	224	6
TVS	219	34	168	92	255	21	216	11	291	27	269	4

Fonte: AUTOR (2022).

Observando os resultados das Tabela 32 e Tabela 33, vê-se que nenhum dos resultados de energia é inferior a 14 Joules e que, também, a média aritmética simples de três valores da mesma região supera o valor de 20 Joules, indicando que os tratamentos de vibração produziram resultados semelhantes aos produzidos pelo tratamento térmico TT, normalmente aplicado nestes produtos.

4.2.2.1.1 ZTAT –Aplicação da ANOVA na região da Linha Externa do Tubo.

Aplicando a ANOVA e considerando, primeiramente, os resultados para a região, TUBO Linha Externa, temos um DOE com Fatorial completo para os Fatores Condição e Região, Figura 110.

A Figura 110 apresenta os valores das estatísticas “Pvalue” iguais a 0,000, tanto para o fator Região como para o Condição, sinalizando que as médias de energia CVN são bem diferentes, mostrando que os fatores Condição e Região afetaram significativamente os valores de energia. Já a estatística “Fvalue”, com valores elevados, 15,87 para o fator Condição e 15,74 para o fator Região sinalizam que as médias de energia são relevantes e significativas a 95% de confiança.

Figura 110. Valores de resposta da ANOVA para: TUBO – Linha Externa para os fatores Condição e Região.

General Linear Model: EXTERNO versus Condição; Região							
Method							
Factor coding (-1; 0; +1)							
Factor Information							
Factor	Type	Levels	Values				
Condição	Fixed	4	ST; TT; TVS; TVD				
Região	Fixed	3	LF; LF+2mm; LF+5mm				
Analysis of Variance							
Source	DF	Seq SS	Contribution	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Condição	3	43288	43,65%	43288	14429,4	15,87	0,000
Região	2	28617	28,85%	28617	14308,6	15,74	0,000
Error	30	27273	27,50%	27273	909,1		
Lack-of-Fit	6	2309	2,33%	2309	384,8	0,37	0,891
Pure Error	24	24964	25,17%	24964	1040,2		
Total	35	99178	100,00%				
Model Summary							
S	R-sq	R-sq(adj)	PRESS	R-sq(pred)			
30,1511	72,50%	67,92%	39272,6	60,40%			

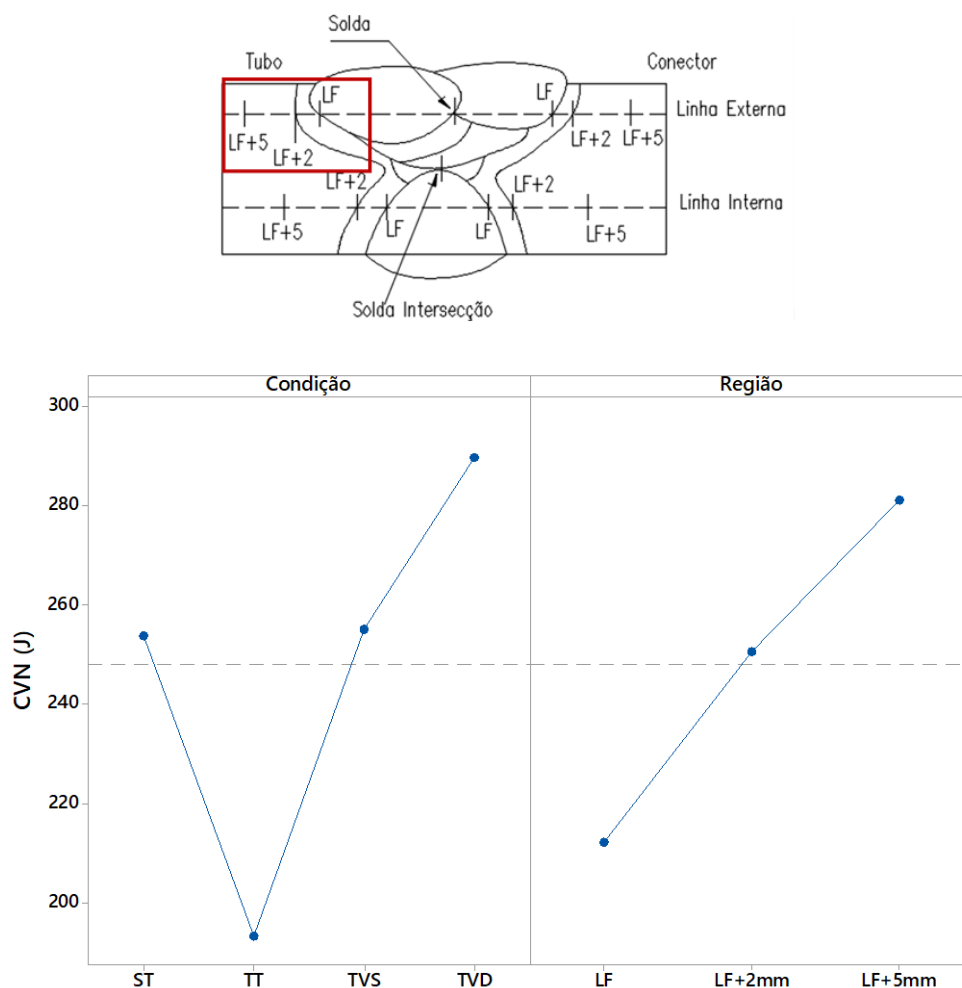
Fonte: MINITAB (2021).

O gráfico da Figura 111, do fator Condição versus Energia CVN, mostra o TVD propiciando os maiores valores médios de tenacidade CVN, enquanto o TT apresenta os menores, mostrando coerência com a literatura que indica que os valores de tenacidade ao impacto e a resistência mecânica tendem a apresentar redução após tratamentos térmicos de alívio de tensões de regiões soldadas (LINCOLN ELECTRIC,2019) (ESAB, 2015).

O TVS mostra a tendência em propiciar valores de energia CVN superior ao do produto sem tratamento (ST) influenciando positivamente esta propriedade no produto.

Na mesma Figura 111, do gráfico da Região versus Energia CVN mostra que os menores valores médios de energia são encontrados na região da linha de fusão (LF), apresentando crescimento nas regiões mais afastadas da LF e mais próximas do metal de base do tubo MBT.

Figura 111. Gráfico de ANOVA para TUBO – Linha Externa.



Fonte: MINTAB; AUTOR (2021).

Este fato pode ser explicado pela microestrutura da região da linha de fusão, e regiões bem próximas a ela, serem constituídas basicamente por grãos grosseiros de austenita formados à temperaturas acima de 1100°C, constituindo uma estrutura frágil, de menor tenacidade. A característica desta estrutura irá depender da composição química do material, da temperatura de pico do processo de solda e do tempo nesta temperatura (HOSKINS,2002) (SILVA, 2018).

No caso da região LF+2mm, esta representa o local da ZTAT constituída basicamente por grãos finos, formados em temperaturas pouco acima da curva Ac3 e inferior a 1100°C, como consequência da presença dos elementos microligantes presentes no aço como, o Ti, Mo, V, assim como, o Cr que, nestas temperaturas, precipitam nos contornos de grão da austenita como carbeto e nitreto dificultando sua movimentação, promovendo a nucleação de pequenos grãos de austenita formando uma região de grãos finos e consequentemente aumentando sua tenacidade. A região LF+5mm praticamente possui a microestrutura do material o tubo,

predominantemente, composta por uma matriz ferrítica-bainítica de grãos refinados, proporcionando elevada tenacidade (HOSKINS,2002) (SILVA, 2018).

Portanto, na região da linha externa do tubo, os tratamentos de vibração TVD e TVS proporcionaram os maiores ganhos de tenacidade quando comparados com o tratamento térmico TT e apresentaram a tendência em se igualar ou superar os valores de tenacidade encontrados no produto sem tratamento (ST).

4.2.2.1.2 ZTAT. Aplicação da ANOVA na região da Linha Interna do Tubo.

Aplicando a ANOVA, considerando os Fatores Condição e Região, para linha interna do TUBO, temos um DOE com Fatorial completo com os resultados expressos na Figura 112.

Figura 112. Valores resposta da ANOVA para: TUBO INTERNO analisando os fatores Condição e Região.

General Linear Model: INTERNO versus Condição; Região

Method

Factor coding (-1; 0; +1)

Factor Information

Factor	Type	Levels	Values
Condição	Fixed	4	ST; TT; TVS; TVD
Região	Fixed	3	LF; LF+2mm; LF+5mm

Analysis of Variance

Source	DF	Seq SS	Contribution	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Condição	3	100485	54,49%	100485	33495	21,31	0,000
Região	2	36756	19,93%	36756	18378	11,69	0,000
Error	30	47158	25,57%	47158	1572		
Lack-of-Fit	6	20416	11,07%	20416	3403	3,05	0,023
Pure Error	24	26742	14,50%	26742	1114		
Total	35	184398	100,00%				

Model Summary

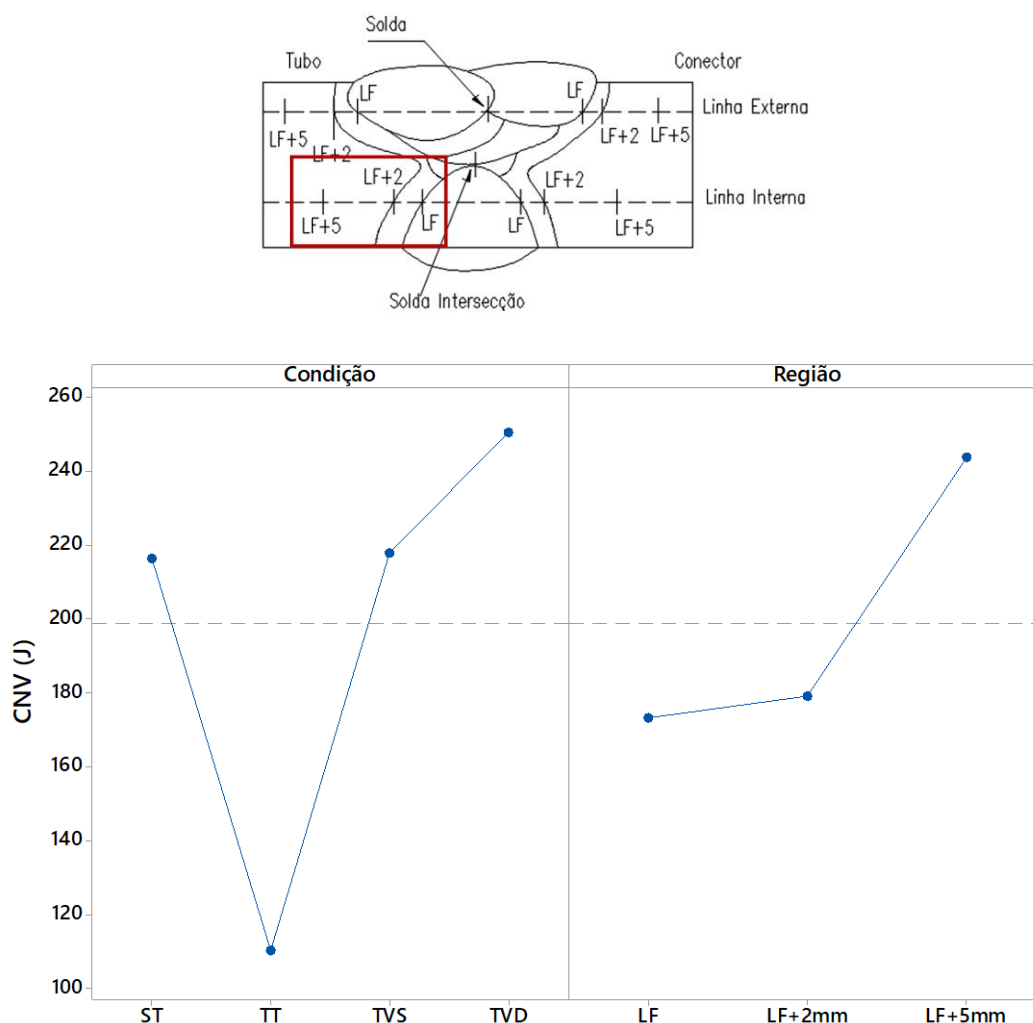
S	R-sq	R-sq(adj)	PRESS	R-sq(pred)
39,6474	74,43%	70,16%	67906,8	63,17%

Fonte: MINITAB (2021).

Para o TUBO – Linha interna, os resultados da ANOVA, Figura 112, mostram significância estatística tanto dos fatores CONDIÇÃO e REGIÃO, com os valores de “Pvalue” igual 0,000 para os dois fatores, e “Fvalue” igual a 21,31 e 11,69 respectivamente. O fator CONDIÇÃO teve maior influência nos resultados do TUBO INTERNO com maior relevância com Fvalue igual a 21,31 caracterizando a prevalência dos tratamentos de vibração TVD e TVS sobre o TT,

O gráfico da Figura 113 é bem semelhante ao anterior, mostrando o TVD promovendo os maiores valores de tenacidade CVN, quando comparado aos outros tratamentos inclusive ao produto ST, enquanto o TT novamente apresenta a menor média de energia absorvida, como no caso anterior. O TVS se mostra tendência em fornecer valores de energia maiores à encontrada no produto sem tratamento ST ou se igualar a este. A região LF se mostra mais rígida, como no caso anterior, e as outras duas regiões acompanham a tendência de maiores valores de tenacidade CVN conforme os pontos de medição se afastam da linha de fusão (LF) se aproximando do material base do tubo, igual ao comportamento dos resultados para as regiões da linha externa do tubo.

Figura 113. Gráfico de ANOVA para Tubo – Linha Interna.



Fonte: MINTAB; AUTOR (2021).

Nesta condição, as regiões LF e LF + 2mm apresentaram valores elevados de energia CVN e semelhantes, provavelmente devido ao efeito de revenimento promovido pelo fluxo de calor oriundo dos passes dos cordões de solda, provenientes do processo de soldagem executado a partir do diâmetro externo da peça. Observa-se, também que os valores de tenacidade aumentam em direção ao metal base do tubo pelas mesmas razões já relatadas anteriormente.

Comparando os gráficos Condição versus CVN e Região versus CVN, Figura 113, com os resultados sumarizados nas Tabelas 28 e 29 é possível ver que estes ratificam os resultados de implemento de energia CVN, promovidas pelos tratamentos de vibração, em todas as regiões do tubo e, inclusive, do conector.

Nas regiões do tubo, demarcadas pela linha externa e linha interna estudadas, os tratamentos de vibração ressonantes TVD e TVS promoveram ganhos de energia CVN superiores aos encontrados no produto sem tratamento ST e superiores, também, aos

promovidos pelo tratamento térmico TT, cujos valores promovidos foram inferiores aos apresentados pelo produto sem tratamento ST, corroborando a literatura que mostra que o tratamento térmico aplicado após a soldagem afeta negativamente a região de grãos grosseiros da ZTAT reduzindo os valores de tenacidade com relação à peça como soldada (HOSKINS,2002) (SILVA, 2018).

Por outro lado, os resultados da ANOVA mostram a tendência do tratamento térmico de alívio de tensões em diminuir os valores de tenacidade com relação ao produto sem tratamento (ST), como também, a tendência dos tratamentos de vibração ressonantes em afetarem positivamente esta propriedade mecânica, aumentando os valores de tenacidade ou não os alterando em comparação com o produto sem tratamento (ST).

4.2.2.2. Análise para a Zona Afetada Termicamente no CONECTOR – ZTAC

Na ZTAC encontramos os menores valores de energia CVN, sendo que os tratamentos vibracionais produziram resultados, praticamente, com a mesma tendência de crescimento e redução, quando comparados aos resultados fornecidos pelo tratamento térmico, para as diversas regiões estudadas do conector.

A ZTAC apresenta uma microestrutura de grãos grosseiros, principalmente, nas regiões da ZTAC próximas à linha de fusão (LF) a qual, é composta majoritariamente por martensita, bainita superior, bainita inferior e pelo microconstituente M-A (Martensita, Austenita). Também, a região de grãos finos da ZTAC apresenta uma fragilização oriunda da presença de carbonetos nos contornos e sub-contornos de grãos da ferrita, além da martensita e do microconstituente M-A espalhados pela matriz. A presença e a ação destes componentes na ZTAC do conector são preponderantes a ponto de diminuir os valores de tenacidade ao impacto em aproximadamente 81,37% com relação aos valores encontrados no metal base do conector (SILVA, 2018).

A Tabela 34 contém os maiores valores de energia CVN encontrados nas diversas regiões estudadas da zona termicamente afetada do conector ZTAC.

Tabela 34. Maiores valores de energia CVN na ZTAC.

ENERGIA CVN - REGIÃO x TRATAMENTO [Joules]						
ZTAC – CONECTOR						
	LF ext	LF int.	LF + 2 ext.	LF + 2 int	LF + 5 ext.	LF + 5 int.
TVD	105	70	71	41	119	54
TT	73	70	99	40	116	60
ST	126	149	93	102	133	108
TVS	90	135	92	52	103	75

Fonte: AUTOR (2022).

Os resultados, Tabela 33, mostram a tendência dos tratamentos de vibração ressonante e térmico promoverem redução nos valores de energia CVN quando comparados com o produto ST, em todas as regiões da ZTAC. As maiores reduções ocorreram na região FL+2mm INT com os tratamentos TVD e TT produzindo reduções praticamente iguais a 61% e na linha de fusão interna, LF INT, onde o TVD e TT reduziram igualmente o valor de energia em 53%. Na região FL+2mm EXT apenas os tratamentos TVD e TVS promoveram redução, sendo a mais significativa, a promovida pelo TVD de 28%. Já o TT promoveu aumento de, aproximadamente, 6%. Os resultados ratificam a tendência do tratamento térmico em reduzir os valores de energia CVN, quando aplicado para alívio de tensões em peças soldadas, e mostrou, também, que os tratamentos de vibração, neste tipo de aço AISI 4130, nas condições de forjado e beneficiado, apresentam a mesma tendência.

A Tabela 35 contém a média aritmética e desvio padrão dos valores de energia CVN encontrados nas diversas regiões estudadas da zona termicamente afetada do conector ZTAC.

Tabela 35. Média aritmética dos valores de energia CVN na ZTAC.

ZTAC - CONNECTOR [Joules]												
CON.	LF EXT.		LF INT.		LF +2 mm EXT		LF +2 mm INT		LF +5 mm EXT		LF +5 mm INT	
	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$
TVD	97	9	45	22	67	4	27	13	107	12	41	21
TT	68	7	44	23	91	7	34	7	103	14	50	9
ST	75	44	141	12	90	3	74	26	116	16	57	45
TVS	72	17	116	17	82	11	33	18	94	11	49	23

Fonte: AUTOR (2022).

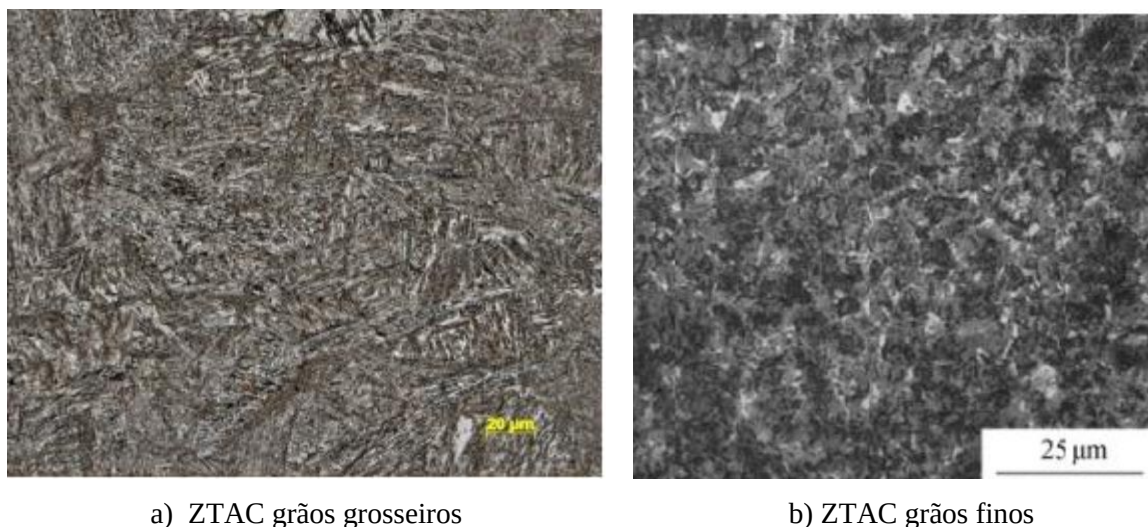
Os resultados da Tabela 34, se alinham aos resultados da Tabela 33 e às suas conclusões, mostrando, também, que os tratamentos, TVS, TVD e TT possuem a mesma tendência de afetar a propriedade de energia CVN na ZTAC, em outras palavras, os Tratamentos de Vibração Ressonantes, produzem, praticamente, os mesmos resultados que o tratamento Térmico produz neste componente nesta região, o qual é o solicitado pelas normas para a fabricação destes produtos.

Para as regiões da ZTAT do tubo, as Tabelas 31 e Tabela 32 mostram o crescimento dos valores de energia CVN à medida que as regiões estudadas se afastam da linha de fusão, tanto para as regiões da linha interna como para a externa. Já, para as regiões da ZTAC do conector, as Tabelas 33 e 34 mostram a tendência dos valores serem maiores nas linhas de fusão, tanto interna como externa decrescendo para regiões próximas a esta, tendendo a aumentar para regiões próximas ao metal base do conector MBC.

Como já mencionado anteriormente, com o processo de soldagem, nas regiões próximas à linha de fusão da zona termicamente afetada do conector ZTAC, ocorre o processo de recristalização e crescimento de grãos da austenita, assim como, a presença da martensita chegando causar uma redução dos valores de tenacidade da ordem de 5,5% a 7,1%, com relação ao metal de base, Figura 114a (SILVA,2018).

Para as regiões um pouco mais afastadas da linha de fusão, a região de grãos mais finos, Figura 114b, a microestrutura é constituída por ferrita acicular, ferrita equiaxial, ferrita granular, martensita e o microconstituente M-A. Esta microestrutura tende a possuir elevados valores de dureza e a promover a fragilização desta região reduzindo os valores de tenacidade em até 81,37% com relação aos valores encontrados no metal de base (SILVA,2018).

Figura 114. Metalurgia da zona termicamente afetada do aço AISI 4130 do conector: a) região de crescimento de grão (grãos grosseiros) e a presença da martensita.; b) região de refino de grão (grãos menores) com microestrutura ferrítica-martensítica e presença do constituinte M-A. Micrografias obtidas através do MET.

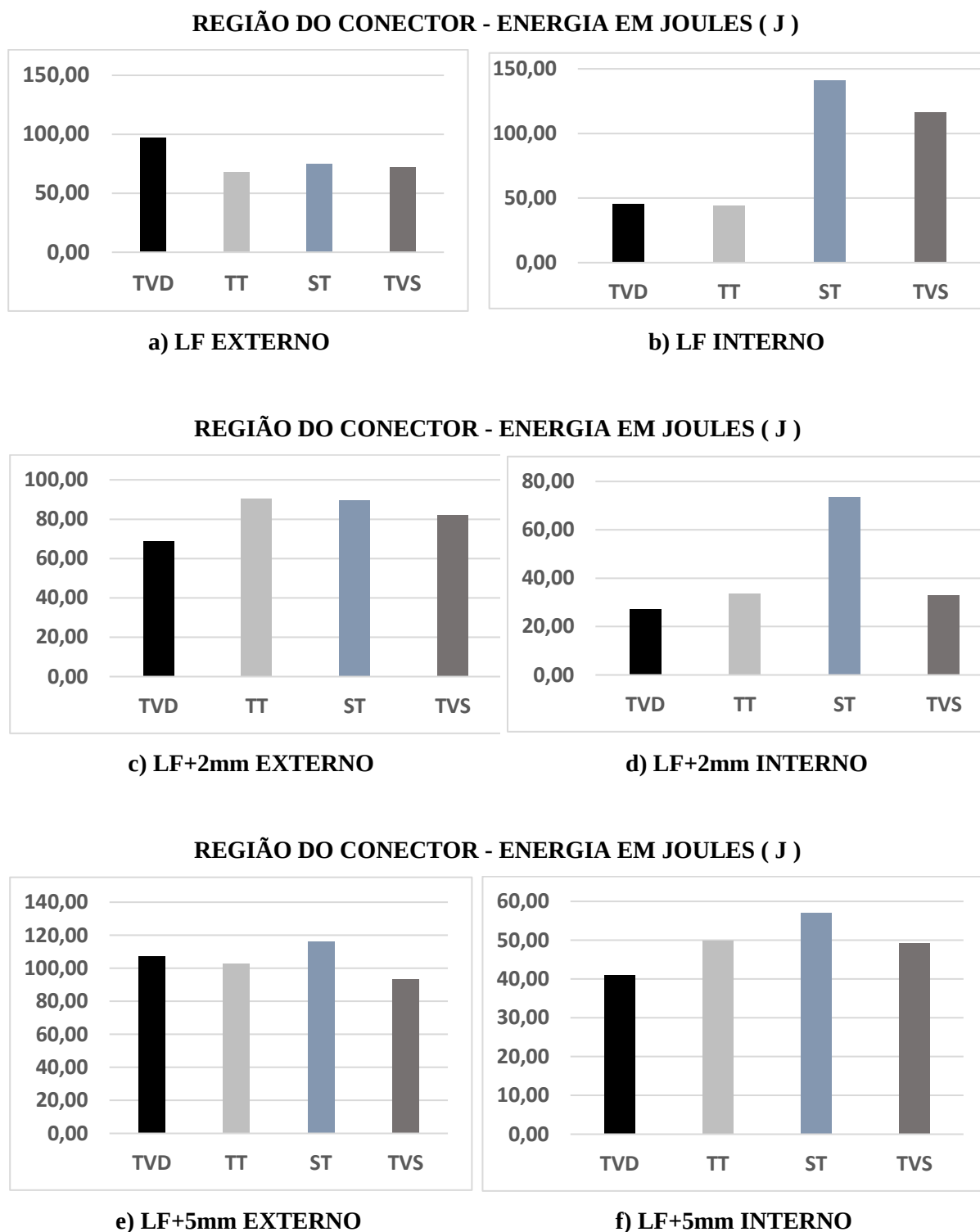


Fonte: Adaptado de SILVA (2018).

Considerando os gráficos, Figura 115, mostram que os níveis de energia CVN tendem a serem maiores nas regiões da Linha externa do conector, como já relatado anteriormente, provavelmente, devido a precipitação de carbeto, causado pelo aporte térmico sobre os cordões de solda do diâmetro interno da peça, oriundo dos processos de soldagem da peça a partir do diâmetro externo, aumentando a dureza e diminuindo a tenacidade nestas regiões.

Mais uma vez, os gráficos, Figura 115, apresentam a tendência do tratamento térmico TT em diminuir os valores de energia CVN, quando comparados com os valores obtidos do produto sem tratamento (ST), e, também, com os tratamentos de vibração ressonantes apresentando esta mesma tendência nesta região.

Figura 115. Gráficos das médias dos resultados de energia de impacto (J) x processos de alívio de tensões na região do conector.



Fonte: AUTOR (2021).

4.2.2.2.1 ZTAC. Aplicação da ANOVA na região da Linha Externa do Conector.

Analisando os resultados através do modelamento estatístico, e considerando, primeiramente, para o CONECTOR e LINHA EXTERNA, temos um DOE com Fatorial completo para a análise dos Fatores Condição e Região, Figura 116.

Figura 116. Valores resposta da ANOVA para: Conector Linha Externa versus os fatores Condição e Região.

General Linear Model: CONECTOR EXTERNO versus Condição; Região

Method

Factor coding (-1; 0; +1)

Factor Information

Factor	Type	Levels	Values
Condição	Fixed	4	ST; TT; TVS; TVD
Região	Fixed	3	LF; LF+2mm; LF+5mm

Analysis of Variance

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Condição	3	622,8	207,6	0,69	0,566
Região	2	4996,2	2498,1	8,28	0,001
Error	30	9049,8	301,7		
Lack-of-Fit	6	2645,8	441,0	1,65	0,176
Pure Error	24	6404,0	266,8		
Total	35	14668,7			

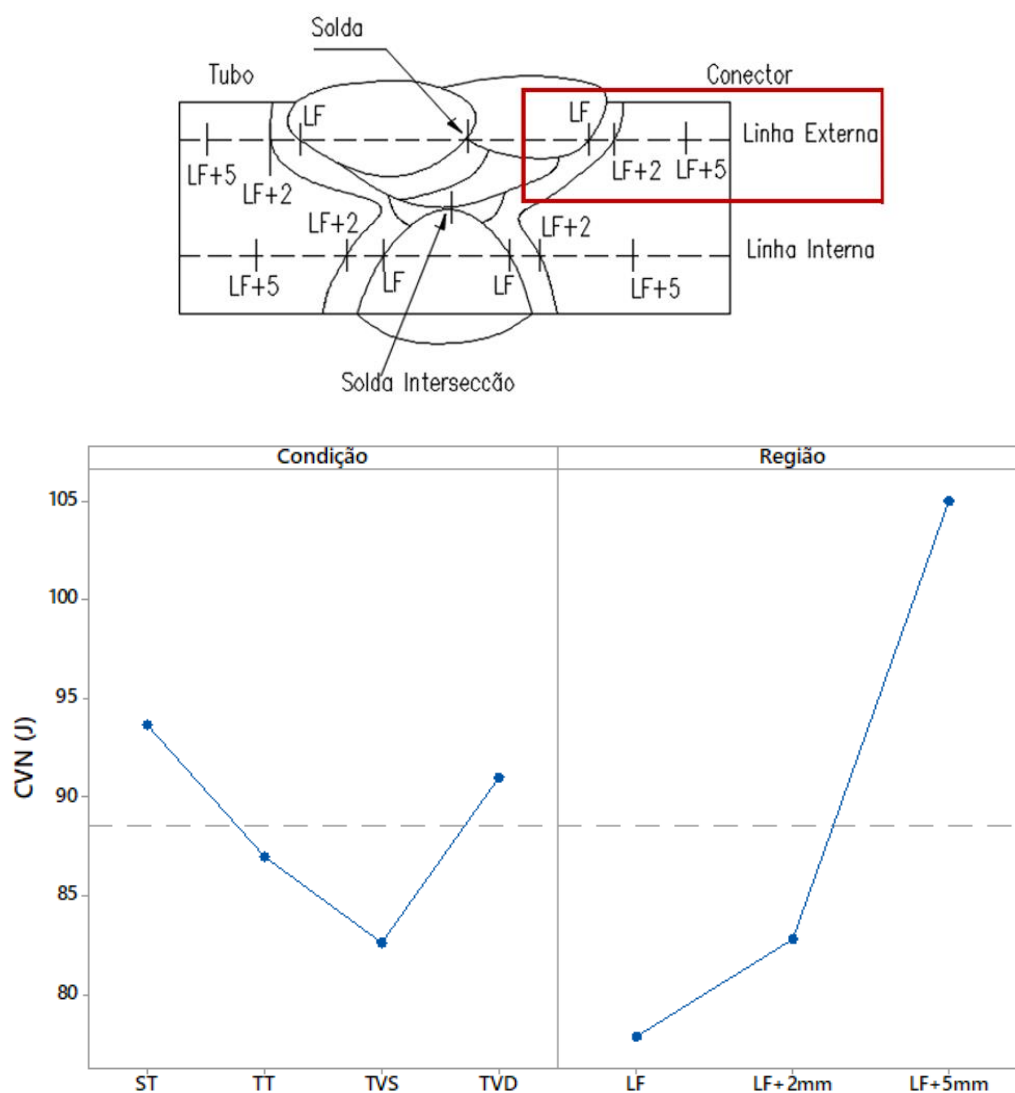
Fonte: MINITAB (2021).

Os resultados da ANOVA mostraram apenas o fator REGIÃO como estatisticamente significativo, para os resultados CVN, com valor de “Pvalue” de 0,001, relevante, e “Fvalue” de 8,28, com os tratamentos de alívio de tensões não apresentando grande influência sobre os resultados de tenacidade ao impacto.

Na, Figura 117, o gráfico CONDIÇÃO versus ENERGIA CVN, apresenta resultados médios de energia menores para a CONDIÇÃO TVS e para a REGIÃO LF. Por outro lado, o maior resultado médio de energia foi observado para a região LF + 5mm, e uma tendência para promoção de maiores resultados de energia foi observada para a condição TVD, ratificando os resultados quantitativos.

O que se nota é que, os pontos desta região, conforme se afastam da linha de fusão LF, vão ganhando mais tenacidade ao impacto, uma vez que, vão se aproximando de regiões com morfologia formada por grãos mais refinados como já discutido anteriormente.

Figura 117. Gráfico de ANOVA para Conector – Linha Externa.



Fonte: MINTAB, AUTOR (2021).

Como as regiões consideradas são próximas a superfície da peça, o resfriamento é mais intenso e os últimos cordões de solda mais externos não possuem o benefício do reaquecimento e recristalização dos cordões mais internos, portanto, tendendo a apresentar uma microestrutura de granulação mais grossa que a dos cordões mais internos na mesma seção, apresentando, à temperatura ambiente, redução das propriedades mecânicas de resistência e tenacidade, com os

menores valores sendo encontrados nas regiões da linha de fusão aumentado para regiões mais afastadas da solda (SILVA,2018).

Portanto, nestas regiões, o tratamento ressonante intermitente (TVD) se mostrou mais efetivo que os demais tratamentos, com o tratamento ressonante intermitente (TVS) apresentando resultados menores, porém, muito próximos ao tratamento térmico (TT) normalmente utilizado.

Logo, nas regiões da Linha Externa do Conector, os resultados apresentados pelos tratamentos de vibração ou se igualam em resultados com os apresentados pelo tratamento térmico, ou os superam, porém, todos os tratamentos mostraram a tendência em diminuir os valores de tenacidade nesta região, quando comparado aos resultados apresentados pelo produto sem tratamento (ST).

4.2.2.2.2 ZTAC. Aplicação da ANOVA na região da Linha Interna do Conector.

Considerando, agora, o par CONECTOR e LINHA INTERNA, temos um DOE com Fatorial completo para a análise dos Fatores Condição e Região, Figura 118.

Os resultados da ANOVA, mostraram significância estatística para os fatores CONDIÇÃO e REGIÃO, com valores de Pvalue igual a 0,001 com relevância de Fvalue igual a 7,19 e 9,35 respectivamente.

Figura 118. Valores resposta da ANOVA para: Conector Linha Interna analisando os fatores Condição e Região.

General Linear Model: CONECTOR INTERNO versus Condição; Região

Method

Factor coding (-1; 0; +1)

Factor Information

Factor	Type	Levels	Values
Condição	Fixed	4	ST; TT; TVS; TVD
Região	Fixed	3	LF; LF+2mm; LF+5mm

Analysis of Variance

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Condição	3	15797	5265,5	7,19	0,001
Região	2	13696	6848,1	9,35	0,001
Error	30	21974	732,5		
Lack-of-Fit	6	10610	1768,3	3,73	0,009
Pure Error	24	11364	473,5		
Total	35	51467			

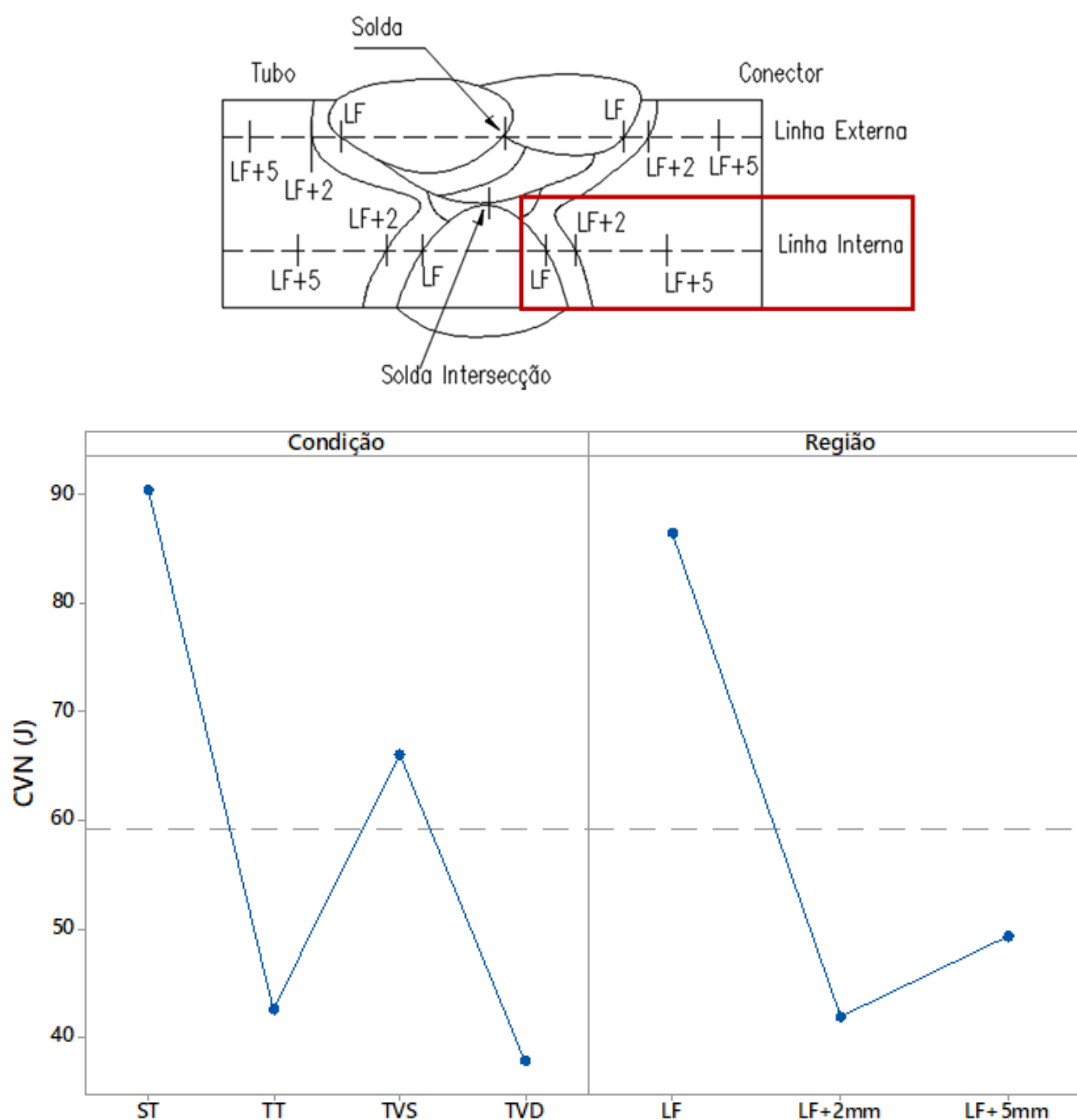
Model Summary

S	R-sq	R-sq(adj)	R-sq(pred)
27,0642	57,30%	50,19%	38,52%

Fonte: MINITAB (2021).

O gráfico, Condição x CVN, Figura 119, mostra que todos os tratamentos apresentaram a tendência em reduzir os valores de tenacidade CVN, nesta região, quando comparados com o produto sem tratamento (ST), sendo o que mais apresentou esta tendência foi o tratamento TVD, seguido pelo tratamento térmico (TT), sendo, o tratamento TVS, o que menos reduziu os valores de tenacidade. Porém, o tratamento TVD é o que apresenta os resultados mais próximos aos fornecidos pelo tratamento térmico TT, seguindo a mesma tendência de redução dos valores tenacidade nestas regiões (LINCOLN ELÉCTRIC, 2019). Podemos intuir que o tratamento TVS, por ser menos intenso, e produzir menos energia de deformação que a promovida pelo TVD, não atuou tão significativamente no produto, promovendo uma menor redução da tenacidade, quando comparado aos demais tratamentos, não se afastando dos valores de tenacidade apresentado pelo produto sem tratamento (ST).

Figura 119. Gráfico de ANOVA para Conector – Linha Interna.



Fonte: MINTAB, AUTOR (2021).

Os tratamentos de vibração não possuem energia suficiente para promover alterações na microestrutura do material, portanto sua influência nas propriedades mecânicas está associada à energia necessária para promover às facilidades da ocorrência de microplastificações localizadas nas estruturas dos grãos e sub grãos da microestrutura do material, obtidas pela interação das tensões oriundas das amplitudes de vibração com as tensões existentes nestas localidades, provocando o relaxamento do material e consequente efeito nas propriedades mecânicas (PUCKO, GLIHA, 2005) (KWOFIE, 2009).

O gráfico do fator Região x CVN, da mesma Figura 119, mostra a tendência das amostras apresentarem um maior valor de energia CVN na região da linha de fusão LF. Este ganho de valor provavelmente é influenciado pelo fluxo de calor vindo do processo de soldagem SAW

executado sobre o diâmetro externo da peça, como também, do pré aquecimento na qual a junta de solda é mantida durante todo o processo de soldagem. Estes fluxos de calor promovem, nesta região, um recozimento da solda em temperaturas subcríticas não promovendo mudanças de fases, porém, podendo promover a redução da fase martensita existente pela difusão dos átomos de carbono na matriz incrementando o teor de bainita (ferrita de segunda fase), assim como, o realinhamento dos microconstituintes M-A consequentemente, melhorando a tenacidade nesta região da ZTAC (SILVA, 2018) (CUNHA,2019).

Por outro lado, para as regiões mais afastadas da linha de fusão, LF+2mm e LF+5mm, a influência deste fluxo de calor diminui, sendo mantido, apenas, o fluxo devido ao pré-aquecimento. Nestas condições, ocorre um implemento da tenacidade nestas regiões, porém, permanece o efeito das condições microestruturais existentes obtidas a pós soldagem do diâmetro interno e que estão associadas às microestruturas do material base, produzidas pelos tratamentos de beneficiamento.

4.2.2.3 Análise da Região de Solda

Para as regiões da solda foram consideradas duas regiões: a região chamada de SOLDA SUPERIOR, que está entre o diâmetro externo da peça até próxima a região da raiz da solda, e a solda de intersecção que compreende parte das regiões da solda superior e a solda inferior e parte do diâmetro interno da peça.

A Tabela 36 contém os maiores valores de energia CVN encontrados para cada região da solda e a Tabela 36 contém a média aritmética dos valores de energia CVN e desvios padrão para as mesmas regiões.

Nas regiões SOLDA, SUPERIOR e de INTERSECÇÃO, Tabela 36 e Tabela 37, os tratamentos de vibração afetam esta propriedade mecânica sendo que, o tratamento TVD apresenta os maiores valores de energia CVN quando comparado aos tratamentos TVS e TT. O tratamento vibracional (TVS) produz praticamente os mesmos efeitos que o tratamento térmico (TT) nestas regiões. Observa-se, também, que, na solda superior aplicação dos tratamentos TT, TVS e TVD tendem a reduzir os valores de energia CVN, quando comparados com os apresentados pelo produto sem tratamento (ST), com o tratamento TVD, sendo o que menos reduziu este valor. Porém, na solda de intersecção, todos os tratamentos tendem a aumentar este valor com relação ao produto ST, com o tratamento TVD produzindo o maior valor.

Tabela 36. Maiores valores de CVN em cada região para cada tipo de tratamento.

SOLDA – ENERGIA - JOULES		
	SUPERIOR	INTERSECÇÃO
TVD	115	114
TT	109	94
ST	159	93
TVS	91	130

Fonte: AUTOR (2022)

Tabela 37. Valores médios de energia ($\bar{x}$) nas regiões de SOLDA e desvios padrão σ .

REGIÃO DA SOLDA – ENERGIA - JOULES				
COND	SUPERIOR		INTERSECÇÃO	
	$\bar{x}$	$\pm\sigma$	$\bar{x}$	$\pm\sigma$
TVD	111	6	106	7
TT	98	10	86	11
ST	125	39	78	13
TVS	89	2	113	19

Fonte: AUTOR (2022)

Também aqui, observa-se que nenhuma das amostras apresentaram valores de energia absorvida inferiores a 14 joules e que, também, a média aritmética simples de três amostras, da mesma região, supera o valor de 20 joules, indicando a aprovação das peças e permitindo continuarmos com os testes.

Os resultados dos valores de tenacidade são relativamente altos para as duas regiões e estão diretamente associados à composição química do metal de adição, ao metal de base, ao processo de soldagem e seus parâmetros de ajustes, e ao gradiente térmico que, neste caso, está sendo controlado pelo pré aquecimento da junta, o que mostra que estes detalhes foram bem especificados para a união em questão (CUNHA,2018).

A tenacidade do metal de solda também está associada ao tipo de constituintes que a compõe, assim como, da sua morfologia microestrutural, o que também influenciou, de forma benéfica, os resultados de tenacidade. É possível intuir, a ação dos microconstituintes que se

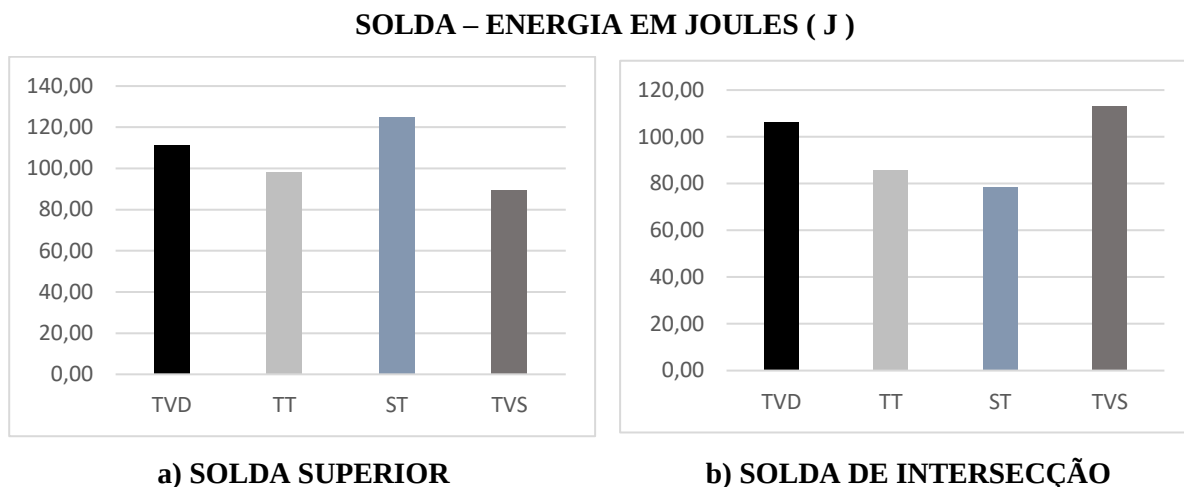
encontram no metal de base diluído na poça de solda e, os oriundos do metal de adição, agindo sobre os contornos de grão da austenita dificultaram o seu crescimento favorecendo o crescimento da ferrita acicular implementando as propriedades de resistência mecânica e de tenacidade no local da solda (ALBUQUERQUE, 2010) (CUNHA,2018).

As tabelas mostram, também, um decréscimo dos valores de tenacidade da solda externa em direção à solda de intersecção que pode ser explicado pelos aportes térmicos referentes aos vários passes de solda, além da temperatura de pré-aquecimento e seu tempo de permanência favorecendo o crescimento o tamanho de grão da austenita, a possível formação de bainita superior e a formação do microconstituente M-A promovendo uma maior fragilidade local implicando na diminuição da tenacidade (CUNHA,2018)

Os gráficos, Figura 120, das médias de tenacidade ao impacto das regiões de solda, retratam a Tabela 36, caracterizando a prevalência dos tratamentos de vibração, com o tratamento de vibração TVD apresentando os maiores valores tenacidade ao impacto quando comparado com os valores fornecidos pelo tratamento térmico (TT) e com os fornecidos pelo TVS, sendo que, este praticamente, promove os mesmos efeitos que o tratamento térmico TT nesta região.

A Tabela 36 também mostra que todos os tratamentos aumentaram os valores da energia CVN na região da solda de intersecção com os tratamentos vibração ressonantes TVD e TVS apresentando os maiores incrementos de energia. Os mesmos gráficos também mostram que na solda externa, todos os tratamentos apresentaram a tendência em reduzir os valores de energia CVN, com o TVD apresentando a menor redução, e com o tratamento TVS apresentando a maior redução.

Figura 120. Gráficos das médias dos resultados de energia de impacto (J) x processos de alívio de tensões nas regiões da solda.



Fonte: AUTOR (2021).

Também, nesta região, os tratamentos de vibração ressonantes intermitentes superam ou no mínimo se igualam aos resultados obtidos pelo tratamento térmico.

Analisando o modelamento estatístico ANOVA, para as regiões de SOLDA SUPERIOR, e SOLDA DE INTERSECÇÃO, parte interna da região de solda, considerando os fatores Condição e Região, para as duas regiões, têm-se os resultados apresentados na Figura 121.

Figura 121. Valores resposta da ANOVA para: SOLDA SUPERIOR e SOLDA DE INTERSECÇÃO analisando os fatores Condição e Região.

General Linear Model: resultado versus Condição; Região

Method

Factor coding (-1; 0; +1)

Factor Information

Factor	Type	Levels	Values
Condição	Fixed	4	ST; TT; TVS; TVD
Região	Fixed	2	SOLDA; INTERSECÇÃO

Analysis of Variance

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Condição	3	875,5	291,8	0,65	0,595
Região	1	600,0	600,0	1,33	0,264
Error	19	8592,3	452,2		
Lack-of-Fit	3	3796,3	1265,4	4,22	0,022
Pure Error	16	4796,0	299,8		
Total	23	10067,8			

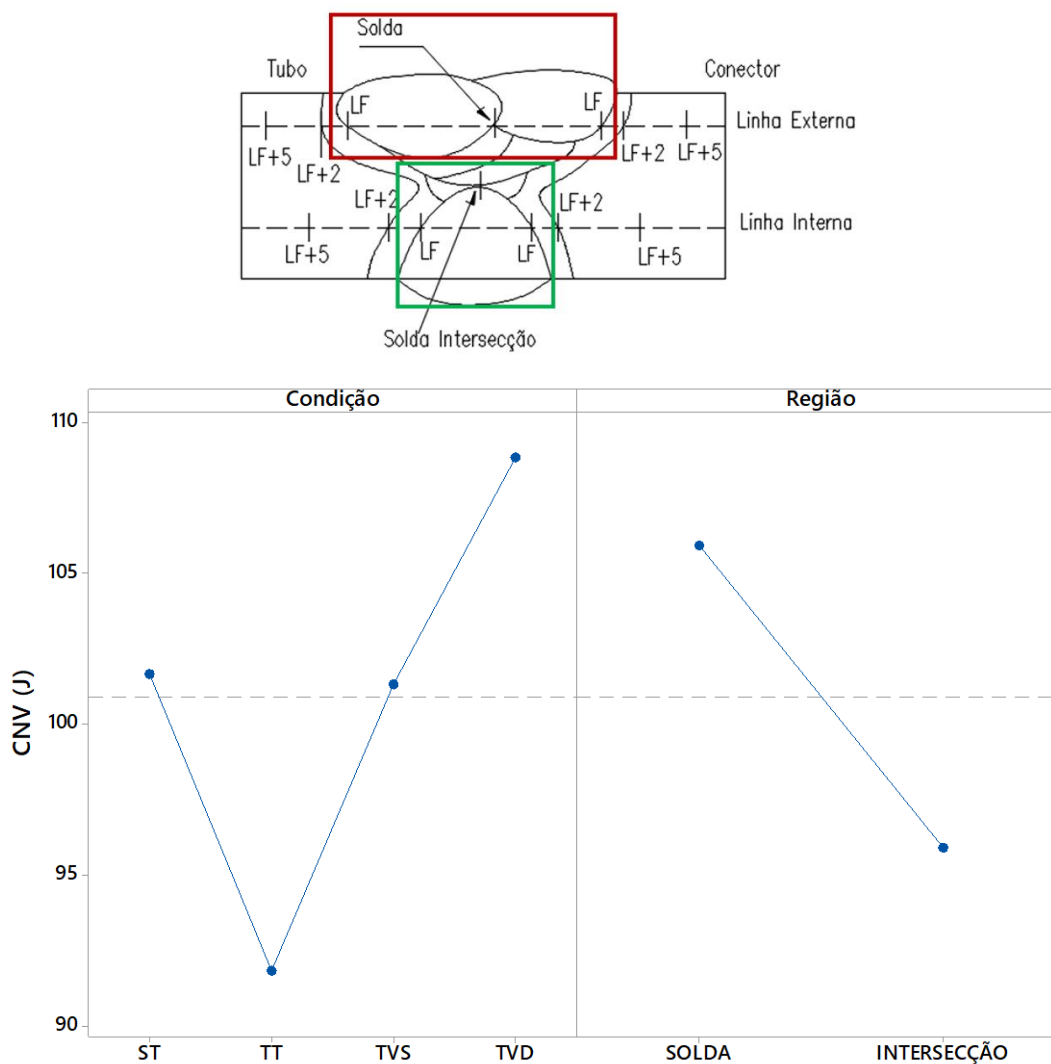
Fonte: MINITAB (2021).

Neste caso tanto a Condição como a Região não se mostraram nem significativos e nem relevantes (P-valor igual e 0,595 e F-valor igual 0,65 e P-valor igual e 0,264 e F-valor igual 1,33 respectivamente).

Para as regiões de SOLDA SUPERIOR e SOLDA DE INTERSECÇÃO, os gráficos da Condição e REGIÃO versus ENERGIA, Figura 122, observa-se a tendência do tratamento TVD de implementar os valores de energia CVN, com relação ao produto sem tratamento ST, fornecendo valores de energia superiores aos fornecidos pelos demais tratamentos. O gráfico mostra, também, que o produto tratado com o TVS apresenta a tendência de apresentar os mesmos valores de energia CVN que a peça sem tratamento (ST), portanto, não afetando o seu valor. O tratamento térmico (TT) apresenta a tendência de redução dos valores de energia CVN com relação ao produto ST como já tratado e discutido anteriormente. O gráfico da REGIÃO versus ENERGIA CVN, Figura 122, mostra a tendência de os valores de energia CVN serem maiores na região da SOLDA SUPERIOR que os da região da SOLDA DE INTERSECÇÃO, caracterizando que a energia CVN tende a diminuir no sentido do diâmetro externo do produto para regiões mais internas à solda.

Na região da SOLDA DE INTERSECÇÃO, a influência dos tratamentos foi bem mais significativa, que na região da SOLDA SUPERIOR.

Figura 122. Gráfico de ANOVA para SOLDA – SOLDA EXTERNA.



Fonte: MINTAB; AUTOR (2021).

Os resultados mostram o excelente desempenho proporcionado pelos tratamentos de vibração ressonantes intermitentes com destaque para o tratamento de vibração dupla TVD no ganho de tenacidade ao impacto em todas as regiões no entorno da solda e inclusive nesta, principalmente, quando comparado ao tratamento térmico TT, largamente empregado nestes processos. Por outro lado, os tratamentos de vibração acompanharam os efeitos produzidos pelo tratamento térmico não introduzindo nenhum tipo de defeito no produto ensaiado.

4.2.3 Ensaio de tração

As Tabela 38 e Tabela 39 contém os resultados dos ensaios de tração transversal e longitudinal respectivamente.

A Tabela 38 apresenta o resultado dos ensaios de tração com corpo de provas com seção retangular, fornecendo como resultados, as tensões de escoamento “LE” de ruptura “LR”, assim como o alongamento até a ruptura em porcentagem, apresentando, também as dimensões da seção reta para cada corpo de provas ensaiado, conforme Figura 73.

Tabela 38. Resultados dos Ensaio de tração transversal à solda circunferencial.

TENSÃO TRANSVERSAL DE SOLDA					
TRAT.	DIMENSÕES C.P.		RESULTADOS		
	Largura (mm)	Espessura (mm)	LE (MPa)	LR (MPa)	Alongamento (%)
TVS	19,90	19,91	555	648	29
	19,81	19,82	553	621	22
TT	18,88	19,85	554	661	18
	19,00	19,61	561	687	21
ST	18,85	19,54	564	665	21
	18,85	19,67	532	630	24
TVD	18,93	19,81	559	663	22
	18,96	19,70	571	680	22

Fonte: AUTOR (2022).

Os gráficos de tração transversal se encontram no APÊNDICE C deste trabalho para todos os produtos.

Considerando os ensaios de tração transversal, Tabela 38, os valores de resistência à ruptura “LR” da junta soldada, foram obtidos diretamente dos dados fornecidos pelo equipamento de ensaio. Os valores da tensão de escoamento “LE” foram obtidos através do gráfico de tensão versus deformação considerando a deformação de 0,2% associada a uma reta paralela à porção linear – região elástica - do gráfico. A intersecção desta reta com o gráfico determina o ponto da tensão de escoamento (CALISTER, 2008).

Como se trata de uma resistência aparente, pois diz respeito a união soldada de dois materiais dissimilares acrescido do material da solda, a norma se preocupa com a resistência a ruptura da junta não tanto com a tensão de escoamento. Esta foi calculada para efeito da nossa pesquisa e verificação do comportamento da união soldada. Os gráficos dos ensaios de tração transversal à solda, se encontram no apêndice C deste trabalho.

Os resultados foram analisados com relação ao material do tubo, material da solda e material do conector.

Com relação ao material do tubo, API 5LX80M, a norma API 5L, 2015 estabelece como valores mínimos de tensão de escoamento igual a 555 MPa e de ruptura igual a 625 MPa.

De todos os corpos de prova apenas um, do produto TVS, ficou levemente abaixo deste valor, 621 MPa, que pode ser considerado como aprovado. Todos os demais superaram o valor limite em 9,92% com relação ao maior valor e 5,76%, com relação ao menor valor encontrado, mostrando que os processos de fabricação, principalmente os de solda, e os tratamentos de vibração e térmico não afetaram esta propriedade no tubo, não introduzindo nenhum defeito e atenderam os quesitos de qualidade para a fabricação dos produtos ST, TVS, TT e TVD.

Com relação à tensão de escoamento, o único valor abaixo do especificado foi encontrado em um corpo de prova do produto ST, 532 MPa, porém próximo do solicitado. Para todos os outros produtos, os valores superam o solicitado pela norma.

Com relação ao material da solda, os valores esperados, mínimos, para o limite de escoamento e resistência à ruptura são, respectivamente, 580 MPa e 670 MPa, superando os resultados, porém próximos destes valores, mostrando que os insumos de solda foram bem selecionados.

A presença de níquel forneceu, à união de solda, elevada ductilidade, tenacidade ao entalhe à baixas temperaturas e resistência à corrosão adequando-a à aplicação do produto. Já a presença do Mo, aumentou a resistência mecânica da junta de solda. Como estes produtos - tubo com conectores - são aplicados em ambientes sour, com elevada presença de ácido sulfídrico H_2S , a presença do manganês Mn na junta foi bem vinda, promovendo a ação dessulfurante desoxidante, eliminando o oxigênio e o enxofre da poça de fusão, além de aumentar a resistência da junta de solda.

Com relação ao material do conector AISI 4130, os valores mínimos de tensão de escoamento e ruptura são, respectivamente, 685 MPa e 841 MPa, que superam em muito os resultados encontrados, atendendo as necessidades do produto, no qual a conexão deve possuir valores de resistência elevado, devido aos esforços de fixação e de trabalho em pressão, e que

esta seja integralizada ao tubo de maneira que, as características mecânicas da junção e do tubo, se mantenham com os valores de resistência necessários à aplicação.

Com relação à ductilidade do conjunto, a norma estabelece o valor de 20% para o alongamento mínimo para o tubo API, que é o de menor resistência do conjunto. Se adotarmos este valor como o limite de alongamento mínimo para o conjunto soldado, vemos que apenas um corpo de prova ficou abaixo deste valor, o do TT com 18%, porém, com valores muito próximos do valor limite, como também, o segundo corpo de prova do TT superou o valor requerido com o valor de 21%. Por outro lado, vê-se que existe a tendência dos tratamentos trazerem ductilidade ao produto com os tratamentos de vibração sendo os mais efetivos neste sentido. As amostras do tratamento de vibração TVS apresentaram alongamento de 29% e 22% e as referentes ao tratamento TVD ambas, 22%, e ambos os tratamentos superando os valores apresentados pelo tratamento térmico TT.

Vemos, também, que o produto tubo-conector é homogêneo com relação aos valores de resistência mecânica sendo estas bem distribuída ao longo da peça, ou seja, correspondendo adequadamente aos pontos de solicitação das tensões de trabalho referentes à aplicação, mostrando que os tratamentos de vibração e térmico colaboraram, praticamente de forma igual, para a obtenção destes resultados não introduzindo nenhum defeito no produto.

Com relação aos ensaios de tração com corpo de provas cilíndrico na região da solda, os resultados são apresentados na Tabela 38. A Tabela 38 apresenta as dimensões da seção cilíndrica do corpo de provas antes e depois do ensaio, os limites de resistência ao escoamento “LE” (MPa) e de ruptura “LR” (MPa) obtidos, assim como, a relação elástica “LE/LR” e a redução de área em porcentagem. Os gráficos, dos ensaios de tração longitudinal, se encontram no apêndice C deste trabalho.

Tabela 39. Resultados dos Ensaio de tração longitudinal à solda circunferencial.

TRAT.	TRAÇÃO – CILÍNDRICO DE SOLDA					
	$D_{inicial}(mm)$	$D_{final}(mm)$	LE(MPa)	LR(MPa)	LE/LR	RED. ÁREA(%)
ST	12,58	7,40	606	791	0,77	65,40
TVS	12,75	7,20	588	751	0,78	68,10
TT	12,75	7,61	632	749	0,84	64,40
TVD	8,73	4,61	595	753	0,79	72,10

Fonte: AUTOR (2022).

Os gráficos de tração longitudinal se encontram no APÊNDICE C deste trabalho para todos os produtos.

As tensões obtidas superam as tensões mínimas de escoamento de 580 MPa e de ruptura de 670 MPa, esperadas para a solda de preenchimento e acabamento SAW depois de executados os tratamentos de vibração e térmico.

Comparando os produtos tratados por vibração TVS e TVD e térmico TT com o produto sem tratamento ST vê-se que, todos tratamentos de vibração TVS e TVD e térmico TT, apresentaram a tendência de redução das tensões de ruptura em aproximadamente 5,1%, 4,8% e 6,3% respectivamente. Embora os resultados sejam próximos, o tratamento térmico é o que apresenta a maior tendência na redução das tensões de ruptura, porém, com o resultado da tensão de escoamento sendo o maior, inclusive maior que o do produto sem tratamento ST, o que contraria a literatura neste caso, que diz que o tratamento térmico produz uma redução na tensão de escoamento na ordem de 10% a 14% com relação ao produto não tratado ST em produtos deste tipo (GROENEVELD, 1992).

A influência dos tratamentos de vibração neste resultado se apresenta menor que o tratamento térmico TT, porém, para uma análise mais precisa será necessário trabalhar com mais corpos de prova obtidos de distintas regiões da solda circunferencial.

Por outro lado, é clara a tendência dos tratamentos de vibração em promover ganhos ductilidade ao produto, com 68,10% para o TVS e 72,10% para o TVD contra 64,40% para o TT e 65,40% para o produto sem tratamento ST. O tratamento térmico, portanto, influenciou pouco esta propriedade mecânica quando comparado ao produto sem tratamento ST.

4.2.4 Ensaio de dobramento guiado.

O critério normalizado conforme ASME seção IX item QW-163, para a aprovação dos produtos é que nenhuma trinca ou fissura com comprimento maior que 3,2 mm seja encontrada em nenhuma direção da região convexa do dobramento. Por questões da qualidade, a dimensão para trinca ou fissura foi restringida à metade, 1,6 mm, que não foram encontrados em nenhum dos produtos ensaiados, ou seja, os tubos com conectores sem tratamento ST, tratados por vibração TVS e TVD e com tratamento térmico TT, foram aprovados quanto a este quesito de qualidade, Figura 123. As inspeções foram realizadas com lupas com ampliação de 5x dando condição de aplicação a todos os produtos ensaiados.

Figura 123. Corpos de prova similares aos obtidos nos ensaios de dobramento guiado-Plano lateral.



Fonte: TORK LABORATÓRIOS DE ENSAIO (2023).

A ductilidade da solda ficou evidenciada com os ensaios de dobramento tendo já sido revelada em outros ensaios, especialmente no de tração, sendo justificada pela adequada especificação dos parâmetros e insumos das soldas de enchimento SAW - eletrodo, fluxo e processo - e da de raiz GTAW - eletrodo e processo - que proporcionaram a resistência mecânica adequada à aplicação como também, uma microestrutura mais ajustada para a solda e ZTA, contribuindo para a obtenção desta propriedade. Os tratamentos para o alívio de tensões por vibração e térmico também deram sua contribuição promovendo o alívio das tensões nestas regiões, caracterizado pela redução dos valores de dureza Vickers, acrescentando, também, ductilidade ao conjunto. Como observado no ensaio de tração, a ductilidade de todos os corpos de prova ensaiados superou os limites estipulados pela norma API 5L,2004.

4.2.5 Ensaios de CTOD.

As Tabelas 40, 41, 42 e 43 apresentam os resultados dos testes de CTOD para cada produto estudado, assim como os detalhes dimensionais dos corpos de prova, os resultados dimensionais para obtenção do comprimento médio da pré-trinca, a trinca de fadiga, a determinação da trinca a_0 , e sua validação conforme a BS-7448:1994, a força máxima para a obtenção do valor de CTOD, a taxa da intensidade tensão desenvolvida o modo e os valores de CTOD. Através das tabelas de resultados vemos que a relação a_0/W foi mantida como indicada na tabela, a qual indica o intervalo para validação dos testes entre 0,450 e 0,550.

Os gráficos, que relacionam o valor da carga versus abertura do clip-gage, estão posicionados no apêndice D deste trabalho.

Tabela 40. Resultados dos Ensaio de CTOD para o produto Sem Tratamento ST.

a) Dimensões do corpo de provas e carga para a obtenção da Pré-trinca de fadiga

REGIÃO	CP	DIMENSÕES		TRINCA DE FADIGA				
		B (mm)	W (mm)	σ_{YSP} (MPa)	σ_{TSP} (MPa)	CARGA F_1 (N)	RAZÃO R	SPAN-S (mm)
ZTAT	1	17,09	34,03	605	724	12.940	0,1	136
	2	17,07	34,10					
	3	17,05	34,08					
SOLDA	1	17,11	34,09	605	791	13.413	0.1	136
	2	17,14	34,09					
	3	17,12	34,12					
ZTAC	1	17,09	34,20	605	743	15.932	0,1	136
	2	17,08	34,03					
	3	17,12	34,12					

σ_{YSP} = Tensão de escoam. 0,2% da curva de tração temper. ambiente da pré trinca

σ_{TSP} = Tensão de tração na temperatura ambiente da pré trinca de fadiga.

b) Dimensões da trinca " a_0 " e cálculo de a_0/W em milímetros (mm). Produto sem tratamento ST.

REG.	CP	GEOMETRIA DA TRINCA											
		a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7	a_8	a_9	$\frac{(a_1 + a_9)}{2}$	a_0	$\frac{a_0}{W}$
ZTAT	1	17,10	18,15	18,92	19,38	19,52	19,33	19,01	18,15	17,00	17,05	18,69	0,549
	2	17,97	18,89	19,63	19,96	19,99	19,51	18,89	17,86	16,90	17,44	19,02	0,558
	3	16,94	17,78	18,40	18,73	18,83	18,60	18,28	17,51	16,77	16,86	18,12	0,532
SOLDA	1	16,98	17,49	17,67	17,72	17,69	17,72	17,84	17,68	17,06	17,02	17,60	0,516
	2	17,13	17,96	18,31	18,18	17,95	17,91	17,95	17,78	17,22	17,18	17,90	0,525
	3	17,37	18,03	18,06	17,86	17,89	18,00	18,04	17,84	17,36	17,37	17,89	0,524
ZTAC	1	17,04	17,80	18,63	19,25	19,42	19,39	19,11	18,49	17,42	17,23	18,67	0,546
	2	17,52	18,51	18,95	19,17	19,22	19,01	18,81	17,51	16,93	17,23	18,55	0,545
	3	17,11	18,03	18,45	19,52	19,74	17,76	19,55	19,03	17,95	17,53	18,70	0,548

Fonte: AUTOR (2022).

c) Resultados de CTOD para o produto ST sem tratamento (como soldado). *Temp. ensaio, $T = 0^{\circ}\text{C}$.*

IDENTIFICAÇÃO		RESULTADOS DE CTOD						
REGIÃO	CP	$f(a_0/W)$	K ($\text{MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$)	V_p (mm)	σ_{YS} (MPa)	Carga F_Q (N)	CTOD MODO	CTOD δ (mm)
ZTAT	1	3,13	1,841	3,688		25.130	δ_m	0,95
	2	3,23	1,896	3,825	647	24.377	δ_m	0,95
	3	2,93	1,931	3,624		28.028	δ_m	0,98
SOLDA	1	2,81	1,674	1,614		32.965	δ_m	0,49
	2	2,89	1,699	1,686	620	32.350	δ_m	0,50
	3	2,88	1,789	1,730		31.312	δ_m	0,51
ZTAC	1	3,10	1,819	0,929		31.627	δ_m	0,28
	2	3,09	1,840	0,940	776	31.920	δ_m	0,28
	3	3,12	1,854	1,147		30.130	δ_m	0,32

F_Q = Carga máxima de abertura da trinca (N); V_p = Abertura do clip gage (mm);

δ_m = CTOD de carga máxima.

Fonte: AUTOR (2022).

Os gráficos de carga P versus a abertura do clip-gage-V se encontram no APÊNDICE D apresentados pelas Figura 135, Figura 136 e Figura 137.

Figura 135. Gráficos Carga versus *Clip gage*-V. Produto ST - Sem Tratamento – 17 4 7441 - **Região da ZTAT**

- a) Produto ST - Região da ZTAT – Corpo de prova - CP01.
- b) Produto ST - Região da ZTAT – Corpo de prova - CP02.
- c) Produto ST - Região da ZTAT – Corpo de prova - CP03.

Figura 136. Gráficos Carga versus *Clip gage*-V. Produto ST - Sem Tratamento – 17 4 7441 - **Região da SOLDA.**

- a) Produto ST - Região da SOLDA – Corpo de prova - CP01.
- b) Produto ST - Região da SOLDA – Corpo de prova - CP02.
- c) Produto ST - Região da SOLDA – Corpo de prova - CP03.

Figura 137. Gráficos Carga versus *Clip gage*-V. Produto ST - Sem Tratamento – 17 4 7441 - **Região da ZTAC.**

- a) Produto ST - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP01.

- b) Produto ST - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP02.
 c) Produto ST - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP03.

Tabela 41. Resultados dos Ensaio de CTOD para o produto com Tratamento TVS.

a) Dimensões do corpo de provas e carga para a obtenção da pré-trinca de fadiga.

REGIÃO	CP	DIMENSÕES		TRINCA DE FADIGA				
		B (mm)	W (mm)	σ_{YSP} (MPa)	σ_{TSP} (MPa)	CARGA F_1 (N)	RAZÃO R	SPAN-S (mm)
ZTAT	1	17,26	34,07	548	725	12.090	0,1	136
	2	16,99	34,07					
	3	17,25	34,08					
SOLDA	1	17,14	34,09	590	751	12.920	0.1	136
	2	17,18	34,06					
	3	17,21	34,00					
ZTAC	1	17,20	34,02	590	751	15.960	0,1	136
	2	17,17	34,03					
	3	17,20	34,93					

σ_{YSP} = Tensão de escoam. 0,2% da curva de tração – temp. ambiente da pré trinca.

σ_{TSP} = Tensão de tração na temperatura ambiente da pré trinca de fadiga.

b) Dimensões da trinca " a_0 " e cálculo de a_0/W . Dimensões em milímetros (mm). Produto com Tratamento TVS.

REG.	CP	GEOMETRIA DA TRINCA											
		a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7	a_8	a_9	$\frac{(a_1 + a_9)}{2}$	a_0	$\frac{a_0}{W}$
ZTAT	1	16,89	17,40	17,67	17,99	18,53	18,92	18,87	18,62	17,85	17,37	18,17	0,533
	2	18,03	19,01	19,42	19,70	19,61	19,11	18,12	17,31	16,58	17,31	18,70	0,549
	3	16,87	17,36	17,67	18,22	18,96	19,25	19,13	18,69	17,90	17,39	18,33	0,538
SOLDA	1	16,95	17,59	17,76	17,69	17,60	17,87	18,15	17,93	17,06	17,01	17,70	0,519
	2	17,04	17,98	18,18	17,88	17,77	17,86	17,93	17,80	17,37	17,21	17,83	0,523
	3	17,05	17,63	17,76	17,69	17,66	17,79	18,09	17,87	17,09	17,07	17,70	0,521
ZTAC	1	17,10	17,82	18,10	18,24	17,87	17,47	17,45	17,63	17,23	17,17	17,72	0,521
	2	16,97	17,20	17,22	17,46	18,01	18,36	18,25	17,72	16,85	16,91	17,64	0,518
	3	17,06	17,35	17,52	18,03	18,38	18,77	18,60	17,91	17,00	17,03	17,95	0,529

Fonte: AUTOR (2022).

c) Resultados de CTOD para o produto com Tratamento TVS. *Temperatura do ensaio, $T = 0^{\circ}\text{C}$.*

IDENTIFICAÇÃO		RESULTADOS DE CTOD						
REGIÃO	CP	$f(a_0/W)$	K (MPa.m ^{0,5} .s ⁻¹)	V_p (mm)	σ_{YS} (MPa)	Carga F_Q (N)	CTOD MODO	CTOD δ (mm)
ZTAT	1	2,97	2,091	1,071	605	28.277	δ_u	0,32
	2	3,13	2,146	1,986		27.326	δ_u	0,53
	3	3,01	2,089	3,301		29.867	δ_m	0,89
SOLDA	1	2,83	1,987	2,473	605	32.557	δ_m	0,72
	2	2,87	2,057	2,534		32.863	δ_m	0,73
	3	2,84	2,047	2,683		33.340	δ_m	0,77
ZTAC	1	2,85	2,039	0,158	784	27.147	δ_c	0,07
	2	2,83	2,032	0,220		29.468	δ_c	0,09
	3	2,93	2,099	0,233		28.822	δ_c	0,09

F_Q = Carga máxima de abertura da trinca (N);

V_p = Abertura do clip gage (mm); δ_m = CTOD de carga máxima.

δ_u = A trinca instável ou pop – in precedida de trinca estável com $\Delta a \geq 0,2$ mm;

δ_c = Trinca instável ou pop – in precedido de trinca estável com $\Delta a < 0,2$ mm;

Fonte: AUTOR (2022).

Os gráficos de carga P versus a abertura do clip-gage-V se encontram no APÊNDICE D apresentados pelas Figura 141, Figura 142 e Figura 143.

Figura 141. Gráficos de carga P versus clip gage-V. **Produto TVS — 17 4 14667 – Tratamento Vibração Simples – Região da ZTAT.**

- a) Produto TVS – **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP01.
- b) Produto TVS – **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP02.
- c) Produto TVS – **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP03.

Figura 142. Gráficos de carga P versus clip gage-V. **Produto TVS - Tratamento Vibração Simples -17 4 14667- Região da SOLDA.**

- a) Produto TVS – **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP01.
- b) Produto TVS - **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP02.
- b) Produto TVS - **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP03.

Figura 143. Gráficos de carga versus abertura do sensor clip gage. **Produto TVS - Tratamento Vibração Simples -17 4 14667- Região da ZTAC.**

- a) Produto TVS - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP01.
 b) Produto TVS - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP02.
 c) Produto TVS - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP03.

Tabela 42. Resultados dos Ensaios de CTOD para o produto com Tratamento TVD.

- a) Dimensões do corpo de provas e carga para a obtenção da Pré-trinca de fadiga.

REGIÃO	CP	DIMENSÕES		TRINCA DE FADIGA				
		B (mm)	W (mm)	σ_{YSP} (MPa)	σ_{TSP} (MPa)	CARGA F_1 (N)	RAZÃO R	SPAN-S (mm)
ZTAT	1	18,13	36,30	591	695	14.200	0,1	144
	2	18,12	36,30					
	3	18,04	36,32					
SOLDA	1	18,09	36,30	591	753	14.740	0.1	144
	2	18,03	36,29					
	3	18,13	36,27					
ZTAC	1	17,90	36,25	591	753	17.663	0,1	144
	2	18,09	36,25					
	3	18,04	36,28					

σ_{YSP} = Tensão de escoam. 0,2% da curva de tração, temper. ambiente da pré trinca.

σ_{TSP} = Tensão de tração na temperatura ambiente da pré trinca de fadiga.

- b) Dimensões da trinca " a_0 " e cálculo de a_0/W . Dimensões em milímetros (mm). Produto com Tratamento TVD.

REG.	CP	GEOMETRIA DA TRINCA											
		a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7	a_8	a_9	$\frac{(a_1 + a_9)}{2}$	a_0	$\frac{a_0}{W}$
ZTAT	1	17,89	18,78	19,45	20,09	20,29	20,44	20,15	19,48	18,48	18,19	19,61	0,540
	2	18,33	19,21	19,78	19,91	19,86	19,57	19,12	18,56	18,01	18,17	19,27	0,531
	3	17,84	18,58	19,07	19,48	19,66	19,74	19,34	18,87	17,92	17,88	19,08	0,525
SOLDA	1	18,14	18,75	18,88	18,87	18,70	18,73	19,00	18,90	18,21	18,18	18,75	0,517
	2	18,14	18,78	18,84	18,77	18,63	18,77	19,07	18,84	18,01	18,08	18,72	0,516
	3	18,12	18,66	18,82	18,85	18,83	19,04	19,15	18,78	17,95	18,04	18,77	0,518
ZTAC	1	17,64	18,28	18,05	18,03	18,31	18,83	18,85	18,60	17,93	17,79	18,34	0,506
	2	17,87	18,21	18,12	18,37	18,86	19,40	19,36	18,90	17,81	17,84	18,63	0,514
	3	18,08	18,55	18,82	19,40	19,69	19,89	19,76	19,21	18,06	18,07	19,17	0,529

Fonte: AUTOR (2022).

c) Resultados de CTOD para o produto com Tratamento TVD. *Temperatura do ensaio, $T = 0^{\circ}\text{C}$.*

IDENTIFICAÇÃO		RESULTADOS DE CTOD						
REGIÃO	CP	$f(a_0/W)$	K ($\text{MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$)	V_p (mm)	σ_{YS} (MPa)	Carga F_Q (N)	CTOD MODO	CTOD δ (mm)
ZTAT	1	3,04	2,025	3,075	614	31.945	δ_m	0,83
	2	2,95	2,050	3,326		33.556	δ_u	0,91
	3	2,89	1,985	3,588		32.915	δ_m	1,00
SOLDA	1	2,81	1,988	1,667	606	36.194	δ_u	0,50
	2	2,80	2,018	1,801		36.822	δ_m	0,54
	3	2,82	1,984	2,014		35.909	δ_m	0,60
ZTAC	1	2,71	2,270	0,209	754	32.654	δ_c	0,09
	2	2,79	1,987	0,237		32.590	δ_c	0,10
	3	2,92	2,214	1,473		36.033	δ_m	0,43

F_Q = Carga máxima de abertura da trinca (N); ; δ_m = CTOD de carga máxima.

V_p = Abertura do clip gage (mm)

δ_u = A trinca instável ou pop – in precedida de trinca estável com $\Delta a \geq 0,2$ mm;

δ_c = Trinca instável ou pop – in precedido de trinca estável com $\Delta a < 0,2$ mm;

Fonte: AUTOR (2022).

Os gráficos de carga P versus a abertura do clip-gage-V se encontram no APÊNDICE D apresentados pelas Figura 144, Figura 145 e Figura 146.

Figura 144. Gráficos de carga P versus clip gage-V. **Produto TVD - Tratamento Vibração Dupla – 13 4 17274 – Região da ZTAT.**

- Produto TVD – **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP01.
- Produto TVD – **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP02.
- Produto TVD - **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP03.

Figura 145. Gráficos de carga P versus clip gage-V. **Produto TVD - Tratamento Vibração Dupla – 13 4 17274 – Região da SOLDA.**

- Produto TVD - **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP01.
- Produto TVD - **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP02.
- Produto TVD - **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP03.

Figura 146. Gráficos de carga P versus clip gage-V. **Produto TVD - Tratamento Vibração Dupla- 13 4 17274 – Região da ZTAC.**

- a) Produto TVD - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP01.
- b) Produto TVD - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP02.
- c) Produto TVD - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP03.

Tabela 43. Resultados dos Ensaio de CTOD para o produto com Tratamento TT.

- a) Dimensões do corpo de provas e carga para a obtenção da pré-trinca de fadiga.

REGIÃO	CP	DIMENSÕES		TRINCA DE FADIGA				
		B (mm)	W (mm)	σ_{YSP} (MPa)	σ_{TSP} (MPa)	CARGA F_1 (N)	RAZÃO R	SPAN-S (mm)
ZTAT	1	17,22	33,80	596	735	12.561	0,1	136
	2	17,18	34,08					
	3	17,18	34,08					
SOLDA	1	17,23	34,05	633	749	13.312	0.1	136
	2	17,16	34,07					
	3	17,17	34,04					
ZTAC	1	17,15	34,09	633	749	16.085	0,1	136
	2	17,27	33,97					
	3	17,19	34,07					

σ_{YSP} = Tensão de escoam. 0,2% da curva de traçã, temper. ambiente da pré trinca.

σ_{TSP} = Tensão de tração na temperatura ambiente da pré trinca de fadiga.

- b) Dimensões da trinca " a_0 " e cálculo de a_0/W . Dimensões em milímetros (mm). Produto com Tratamento Térmico TT.

REG.	CP	GEOMETRIA DA TRINCA											
		a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7	a_8	a_9	$\frac{(a_1 + a_9)}{2}$	a_0	$\frac{a_0}{W}$
ZTAT	1	17,07	18,16	18,51	18,50	18,65	18,35	18,24	17,96	17,09	17,08	18,18	0,538
	2	17,14	17,96	18,21	18,08	18,52	18,40	18,24	17,92	17,08	17,11	18,06	0,530
	3	17,13	18,13	18,45	18,51	18,60	18,58	18,35	17,83	16,93	17,03	18,19	0,534
SOLDA	1	17,09	17,64	17,77	17,79	17,80	17,84	17,90	17,71	17,03	17,06	17,69	0,519
	2	16,94	17,58	17,68	17,69	17,68	17,72	17,71	17,60	17,04	16,99	17,58	0,516
	3	16,92	17,54	17,72	17,67	17,72	17,80	17,82	17,70	17,12	17,02	17,62	0,518
ZTAC	1	16,91	17,49	17,51	17,30	17,27	17,62	17,68	17,49	16,94	16,93	17,41	0,511
	2	16,88	17,22	18,07	18,13	18,33	18,54	18,73	18,63	18,03	17,46	18,14	0,534
	3	16,87	17,81	18,36	18,44	18,78	19,42	19,65	19,53	18,95	17,91	18,74	0,550

Fonte: AUTOR (2022).

c) Resultados de CTOD para o produto com Tratamento Térmico TT. *Ensaio, a $T = 0^{\circ}\text{C}$.*

IDENTIFICAÇÃO		RESULTADOS DE CTOD						
REGIÃO	CP	$f(a_0/W)$	K (MPa. m ^{0,5} . s ⁻¹)	V_p (mm)	σ_{YS} (MPa)	Carga F_Q (N)	CTOD MODO	CTOD δ (mm)
ZTAT	1	3,04	2,025	3,075	614	31.945	δ_m	0,83
	2	2,95	2,050	3,326		33.556	δ_u	0,91
	3	2,89	1,985	3,588		32.915	δ_m	1,00
SOLDA	1	2,81	1,988	1,667	606	36.194	δ_u	0,50
	2	2,80	2,018	1,801		36.822	δ_m	0,54
	3	2,82	1,984	2,014		35.909	δ_m	0,60
ZTAC	1	2,71	2,270	0,209	754	32.654	δ_c	0,09
	2	2,79	1,987	0,237		32.590	δ_c	0,10
	3	2,92	2,214	1,473		36.033	δ_m	0,43

F_Q = Carga máxima de abertura da trinca (N); ; δ_m = CTOD de carga máxima.

V_p = Abertura do clip gage (mm)

δ_u = A trinca instável ou pop – in precedida de trinca estável com $\Delta a \geq 0,2$ mm;

δ_c = Trinca instável ou pop – in precedido de trinca estável com $\Delta a < 0,2$ mm;

Fonte: AUTOR (2022).

Os gráficos de carga P versus a abertura do *clip-gage*-V se encontram no APÊNDICE D apresentados pelas Figura 138, Figura 139 e Figura 140.

Figura 138. Gráficos Carga versus *Clip gage*-V. Produto TT - com Tratamento Térmico – 17 4 7315 – **Região da ZTAT.**

a) Produto TT - **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP01.

b) Produto TT - **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP02.

c) Produto TT - **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP03.

Figura 139. Gráficos Carga P versus *Clip gage*-V. Produto TT - com Tratamento Térmico – 17 4 7315 – **Região da SOLDA.**

a) Produto TT – **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP01.

b) Produto TT – **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP02.

c) Produto TT – **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP03.

Figura 140. Gráficos Carga P versus *Clip gage*-V. Produto TT - com Tratamento Térmico – 17 4 7315 – **Região da ZTAC**.

- a) Produto TT – **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP01.
- b) Produto TT – **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP02.
- c) Produto TT – **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP03.

Na Tabela 44 são apresentados, em resumo das tabelas anteriores, os valores de CTOD, para as regiões estudadas da solda circumferencial, considerando o CTOD de carga máxima, δ_m , quando a propagação da trinca ocorre de forma estável, com a carga do ensaio alcançando um valor máximo de patamar; ou CTOD crítico, δ_c quando o aumento da carga e do deslocamento do ensaio, promovem a propagação de trinca instável ou pop-in após um crescimento estável da trinca, $\Delta a < 0.2 \text{ mm}$; ou CTOD, δ_u , quando a propagação de trinca ocorre, de forma estável com $\Delta a \geq 0.2 \text{ mm}$ seguida de uma propagação instável ou *pop-in*.

Tabela 44. Resultados dos Ensaios de CTOD.

CTOD – RESULTADOS (mm)				
CON.	REGIÃO	C.P.1	C.P.2	C.P.3
ST	ZTAT	$\delta_m = 0.95$	$\delta_m = 0.98$	$\delta_m = 0.95$
	SOLDA	$\delta_m = 0.50$	$\delta_m = 0.51$	$\delta_m = 0.49$
	ZTAC	$\delta_m = 0.28$	$\delta_m = 0.28$	$\delta_m = 0.32$
TVD	ZTAT	$\delta_m = 0.83$	$\delta_u = 0.91$ Pop-in	$\delta_m = 1.00$
	SOLDA	$\delta_u = 0.50$ Pop-in	$\delta_m = 0.54$	$\delta_m = 0.60$
	ZTAC	$\delta_m = 0.43$	$\delta_c = 0.09$ Pop-in	$\delta_c = 0.10$ Pop-in
TVS	ZTAT	$\delta_u = 0.32$ Pop-in	$\delta_u = 0.32$ Pop-in	$\delta_m = 0.89$
	SOLDA	$\delta_m = 0.72$	$\delta_m = 0.73$	$\delta_m = 0.77$
	ZTAC	$\delta_c = 0.07$ Pop-in	$\delta_c = 0.09$ Pop-in	$\delta_c = 0.09$ Pop-in
TT	ZTAT	$\delta_c = 0.19$ Pop-in	$\delta_u = 0.30$ Pop-in	$\delta_u = 0.46$ Pop-in
	SOLDA	$\delta_m = 0.42$	$\delta_m = 0.62$	$\delta_m = 0.69$
	ZTAC	$\delta_c = 0.14$ Pop-in	$\delta_u = 0.27$ Pop-in	$\delta_m = 0.36$

Fonte: AUTOR (2022).

Os resultados de CTOD mostram que os tratamentos de vibração TVS e TVD não introduziram nenhum defeito nos produtos ensaiados, quando comparados ao produto sem tratamento ST, acompanhando os resultados produzidos pelo tratamento térmico TT.

Para o produto sem tratamento ST, todos os resultados de CTOD, em todas as regiões estudadas são de carga máxima δ_m , portanto, com crescimento de trinca estável, mostrando homogeneidade da micro estrutura do material em todas as regiões estudadas, como também, que a temperatura na qual os ensaios foram executados, 0°C, não introduziu fragilidade nestas amostras. Com a aplicação dos tratamentos, tanto de vibração TVS e TVD como térmico TT, notamos o aparecimento de valores de CTOD δ_u , como o de carga crítica δ_c , ou CTOD crítico, resultado da microestrutura existente na ponta da trinca constituída por vazios ou

descontinuidades cristalinas, presença de inclusões, já presentes nos produtos devido ao processo de soldagem ou oriundas dos processos de tratamento empregados.

O produto TVD submetido ao tratamento de vibração dupla TVD, na região da ZTAT e na região da Solda, teve duas de suas amostras, com CTOD de carga máxima δm e uma com CTOD δu , porém, com valor elevado e com *pop-in*, mostrando que o tratamento influenciou positivamente os resultados apesar do *pop-in*.

Comparando estes resultados com os do produto sem tratamento ST, na região da solda e na ZTAT, o tratamento TVD apresenta a tendência de influenciar positivamente esta propriedade nestas duas regiões, implementando seus valores, com maior influência na região da Solda.

O produto tratado com TVD, na região da ZTAC, teve duas de suas amostras com CTOD crítico δc e com *pop-in*, e uma com CTOD de carga máxima δm , porém de valor elevado, mostrando que o material do conector, tratamentos de beneficiamentos anteriores e, também, pelos efeitos do tratamento de vibração, apresenta microestrutura mais heterogênea no local de obtenção das amostras, contrariamente ao produto sem tratamento ST, que apresentou CTOD de carga máxima para todas as amostras, porém com valor inferior ao encontrado em uma das amostras do tratamento TVD. Portanto, o tratamento TVD apresenta a tendência de introduzir ganhos de tenacidade à fratura quando comprado com o produto sem tratamento ST.

Comparando o produto TVS com os resultados de CTOD apresentados pelo produto sem tratamento ST, nas regiões da ZTAC e na ZTAT, o tratamento TVS apresentou resultados de CTOD com valores inferiores aos apresentados pelo produto sem tratamento ST e todos os resultados com *pop-in*, influenciando negativamente propriedade nesta região. Na região da Solda, as amostras TVS apresentaram valores de CTOD de carga máxima com valores superiores aos apresentados pelo produto sem tratamento ST, mostrando que o tratamento TVS influenciou positivamente os resultados nesta região. Portanto, o tratamento TVS, com relação ao produto sem tratamento ST, apresenta a tendência de não promover grandes alterações nos valores de CTOD para as regiões estudadas.

Comparando o produto tratado com TT com o produto sem tratamento ST, na região de Solda o tratamento TT apresenta tendência de promover maiores valores de CTOD que os encontrados no produto sem tratamento ST. Ambos obtiveram valores de CTOD de carga máxima nesta região. Com relação à ZTAT e ZTAC, todos os resultados apresentados pelo tratamento TT foram inferiores ao do produto sem tratamento ST e com muitos *pop-in*, mostrando que o tratamento TT promoveu a redução destes valores quando comparado ao produto ST, provavelmente influenciado pela região de grãos grosseiros da ZTA e a presença

de fases frágeis devido a precipitação de carbeto, que promovem a redução da tenacidade nestas regiões. Porém, como o tratamento TT mostrou ser bastante efetivo na região de solda, este possui a tendência de influenciar de forma positiva as demais regiões.

Comparando os produtos tratados com TVD e TVS, o tratamento TVD influenciou positivamente os resultados de CTOD na região da ZTAT com valores superiores aos do tratamento TVS e ambos apresentando o mesmo número de *pop-in*. Na região da ZTAC, o TVD apresentou uma das amostras com CTOD de carga máxima, com valor elevado, e duas amostras com CTOD crítico ambas com *pop-in*, por isso, com a tendência de influenciar mais esta propriedade que o tratamento TVS, que apresentou três resultados de CTOD crítico, com valores praticamente iguais aos das duas amostras com CTOD crítico, apresentadas pelo TVD, porém, com três *pop-in*.

Na região da Solda, o tratamento TVS apresentou as três amostras com resultados de CTOD de carga máxima e de valores superiores aos encontrados do tratamento TVD, portando mostrando a tendência de influenciar mais que o TVD esta propriedade nesta região.

Comparando os tratamentos TVD com o TT, na região da ZTAT, o TVD apresenta dois resultados de CTOD de carga máxima e um com CTOD de δ_u com *pop-in*, com o tratamento TT apresentando três resultados de CTOD com *pop-in*, sendo dois CTOD δ_u e um crítico, portanto, com o tratamento TVD sendo mais influente nesta região que o TT. Nas regiões da Solda, o tratamento TVD apresenta dois resultados de CTOD de carga máxima e um com CTOD δ_u com *pop-in*. O tratamento TT nesta região apresenta os três resultados com CTOD de carga máxima apresentando a tendência de influenciar mais esta propriedade que o tratamento TVD nesta região. Na região da ZTAC os efeitos do tratamento TT e os apresentados pelo TVD, são praticamente os mesmos com o tratamento TT e o TVD apresentando um resultado de CTOD de carga máxima e dois resultados de CTOD δ_c com *pop-in*, com o TT apresentado um CTOD δ_u e outro crítico. Portanto, tanto o tratamento TVD e como o TT praticamente apresentam a mesma tendência de influência na propriedade de tenacidade à fratura nas regiões estudadas.

Comparando o tratamento TVS com o TT, na região da ZTAT o TVS apresenta todos os valores de CTOD superiores aos apresentados pelo tratamento TT com dois valores de CTOD δ_u com *pop-in*, e um de CTOD de carga máxima, com o tratamento TT apresentando dois valores de CTOD δ_u e *pop-in*, e um com valor de CTOD crítico com *pop-in*, portanto, com o tratamento TVS afetando positivamente esta propriedade nesta região.

Na região da Solda, o tanto o tratamento TVS como o TT obtiveram três valores de CTOD de carga máxima, porém com o TVS apresentando valores bem superiores aos obtidos pelo

tratamento TT, mostrando grande tendência de influenciar positivamente esta propriedade nesta região.

Na região da ZTAC o tratamento TT apresentou valores de CTOD superiores aos apresentados pelo tratamento TVS, com um CTOD de carga máxima e dois resultados de CTOD com *pop-in* sendo, um CTOD crítico e outro δ_u , e com o tratamento TVS apresentando três valores de CTOD crítico. Portanto, o tratamento térmico TT influenciou mais positivamente esta propriedade nesta região. Portanto, o tratamento TVS possui maior tendência que o tratamento TT em influenciar positivamente os resultados de CTOD nas regiões ou no mínimo, obter resultados semelhantes.

A Tabela 45 mostra o tipo de resultado CTOD (δ) predominante em cada região e com a média dos resultados das três amostras por região.

É possível ver que os maiores valores médios de CTOD se encontram na região da ZTAT com o maior valor na ZTAT do produto ST, $\delta_m = 0,96 \text{ mm}$, de carga máxima, seguido pelo produto tratado com TVD com $\delta_m = 0,92 \text{ mm}$, seguido pelo produto tratado com TVS com $\delta_m = 0,89 \text{ mm}$ e, por último, o produto tratado com TT com $\delta_u = 0,92 \text{ mm}$ com *pop in*. Portanto, observa-se claramente a tendência dos tratamentos de vibração TVS e TVD influenciarem esta propriedade mecânica mais que o tratamento térmico TT.

Na região da solda, além dos resultados apresentados pelos tratamentos de vibração possuírem a tendência em seguir os resultados apresentados pelo tratamento térmico eles tendem a superá-los em valor e qualidade pois, o produto com o tratamento TVS apresenta CTOD $\delta_m = 0,74 \text{ mm}$, o produto com TVD apresenta dois resultados válidos sendo $\delta_m = 0,57 \text{ mm}$ e $\delta_m = 0,50 \text{ mm}$ apresentando uniformidade de resultados nos corpos de prova e o produto com tratamento TT apresenta $\delta_m = 0,58 \text{ mm}$.

Na região da ZTAC o produto tratado com TVD apresenta os melhores valores CTOD sendo um de carga máxima $\delta_m = 0,43 \text{ mm}$ e outro, de carga crítica, porém de valor alto $\delta_c = 0,95 \text{ mm}$, superando os resultados do produto tratado com TVS com $\delta_c = 0,08 \text{ mm}$, e os valores apresentados pelo produto tratado com TT com $\delta_m = 0,36 \text{ mm}$.

Observa-se por estas análises, que os resultados de CTOD apresentados pelos produtos tratados com vibração mecânica no mínimo se igualam aos apresentados pelos produtos tratados com tratamento térmico, sendo que os resultados apresentados pelos produtos tratados com TVD possuem a tendência em afetar mais positivamente a propriedade mecânica de CTOD que os demais.

Tabela 45. Comparação dos Valores médios de CTOD de carga máxima para as regiões em estudo.

CONDIÇÃO	REGIÃO	$\bar{x} - \text{CTOD (mm)}$		
		δ_m	δ_u	δ_c
ST	ZTAT	0,96	S/R	S/R
ST	SOLDA	0,50	S/R	S/R
ST	ZTAC	0,29	S/R	S/R
TVD	ZTAT	0,92	0,91	S/R
TVD	SOLDA	0,57	0,50	S/R
TVD	ZTAC	0,43	S/R	0,095
TVS	ZTAT	0,89	0,32	S/R
TVS	SOLDA	0,74	S/R	S/R
TVS	ZTAC	S/R	S/R	0,08
TT	ZTAT	S/R	0,380	0,19
TT	SOLDA	0,58	S/R	S/R
TT	ZTAC	0,36	0,27	0,14

OBS: S/R igual a: SEM RESULTADO.

Figura 124. Resultado da ANOVA para os valores de CTOD versus POSIÇÃO.

Method

Factor coding (-1, 0, +1)

Factor Information

Factor	Type	Levels	Values
Tratamento	Fixed	4	ST, TT, VS, VD
Posição	Fixed	3	ZTA tubo, ZTA conector, Solda

Analysis of Variance

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Tratamento	3	0.6206	0.20685	5.52	0.004
Posição	2	1.4393	0.71965	19.22	0.000
Error	30	1.1234	0.03745		
Lack-of-Fit	6	0.8088	0.13480	10.29	0.000
Pure Error	24	0.3145	0.01311		
Total	35	3.1832			

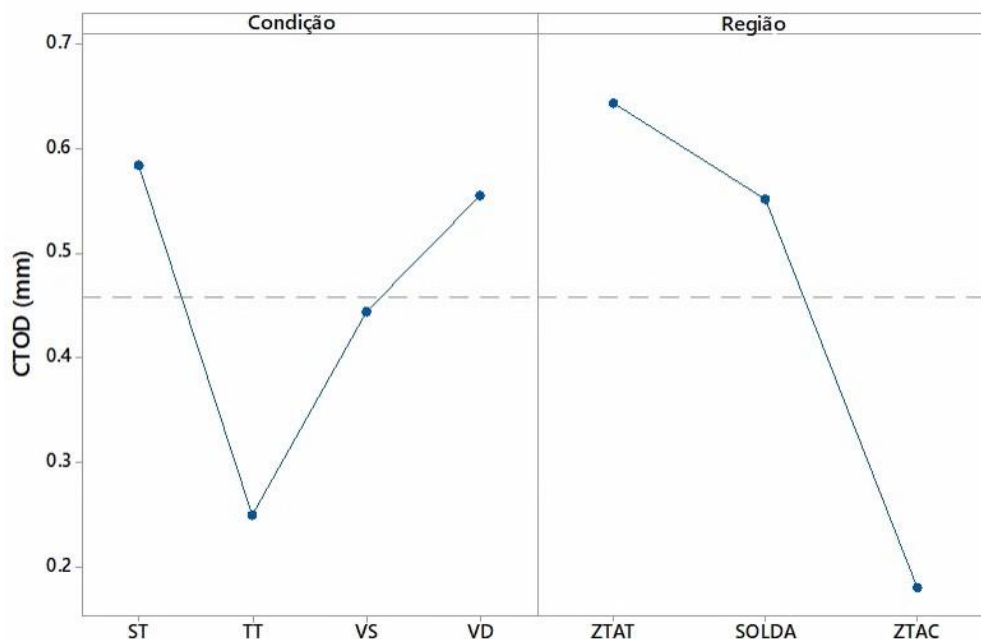
Fonte: MINITAB (2021).

O gráfico da CONDIÇÃO versus CTOD, Figura 125, mostra que todos os tratamentos apresentaram a tendência de promoverem a diminuição dos valores de CTOD com relação aos valores apresentados pelo produto sem tratamento ST, porém, com o tratamento de vibração TVD produzindo o maior, muito próximo ao valor do produto ST, seguido pelo TVS.

O gráfico REGIÃO versus CTOD, Figura 125, mostra que os maiores valores de energia se encontram na região da ZTAT diminuindo de valor conforme se caminha na direção da ZTAC, onde encontramos os menores valores, como já esperado.

Os valores de energia na região da ZTAT tendem a serem os maiores, uma vez, que o tubo é fabricado no processo TMCP (*Thermo Mechanical Controlled Processing*), com baixos teores de carbono e micro estrutura caracterizada por ferrita e bainita e granulometria fina, proporcionando resistência mecânica e tenacidade. Conforme se avança em direção a região da linha de fusão da solda, ocorre o crescimento de grãos e os microconstituintes de solda proporcionam durezas mais elevadas e redução da tenacidade. Na região da ZTAC a tenacidade é naturalmente reduzida, uma vez que, está diretamente associada à temperatura de revenimento a que foi submetida o aço AISI 4130 promovendo durezas mais elevadas, como já relatado, e maiores valores de resistência mecânica.

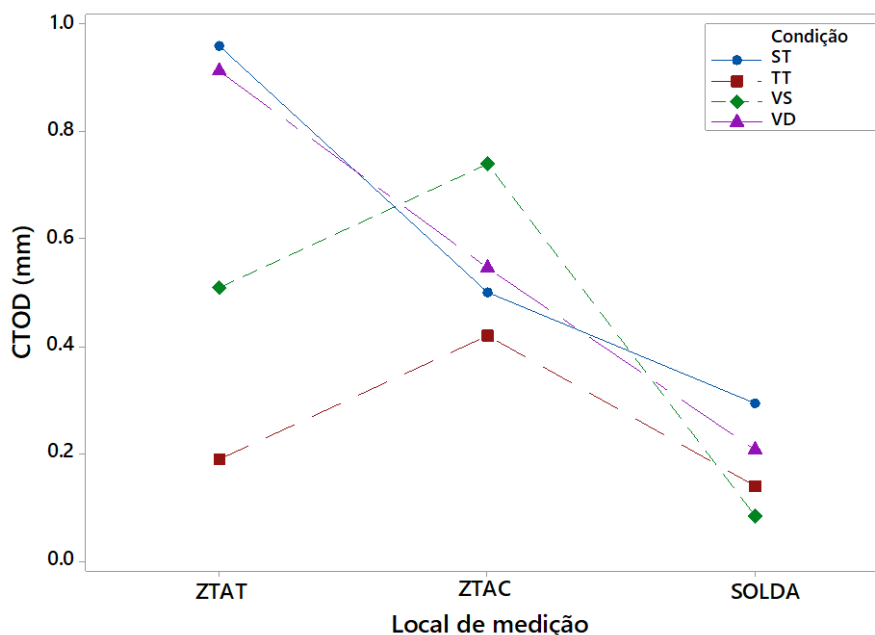
Figura 125. Gráficos (a) CTOD versus CONDIÇÃO e (b) CTOD versus REGIÃO.



Fonte: MINTAB; AUTOR (2021).

O gráfico de interação entre tratamentos e posição, Figura 126, novamente mostra a tendência dos tratamentos de alívio de tensões de tensões implementares a tenacidade em todas as regiões melhorando ou se igualando aos valores de tenacidade apresentados pelo produto sem tratamento. O tratamento TVD se mostra mais efetivo que os demais. Na região da ZTAT praticamente se iguala aos resultados apresentados pelo produto sem tratamento ST e supera os valores de CTOD apresentados pelos demais tratamentos. Nesta região o tratamento térmico TT apresenta os menores valores de CTOD entre os demais resultados. Na região da Solda o tratamento por vibração TVS apresenta os maiores valores de CTOD seguido pelo tratamento TVD e ambos superando os valores apresentados pelo produto sem tratamento ST, com o produto tratado com tratamento térmico TT apresentando os menores resultados nesta região. Na região da ZTAC do Conector, novamente o produto tratado com TVS apresenta a tendência de fornecer os maiores resultados de CTOD, seguido pelos resultados fornecidos pelo tratamento térmico TT, com o produto TVS fornecendo os menores valores, porém, nesta região, todos os tratamentos tenderam diminuir os valores de tenacidade quando comparados com os valores encontrados no produto sem tratamento ST.

Figura 126. Gráficos de CTOD de interação dos tratamentos (CONDIÇÃO) com relação às POSIÇÕES.

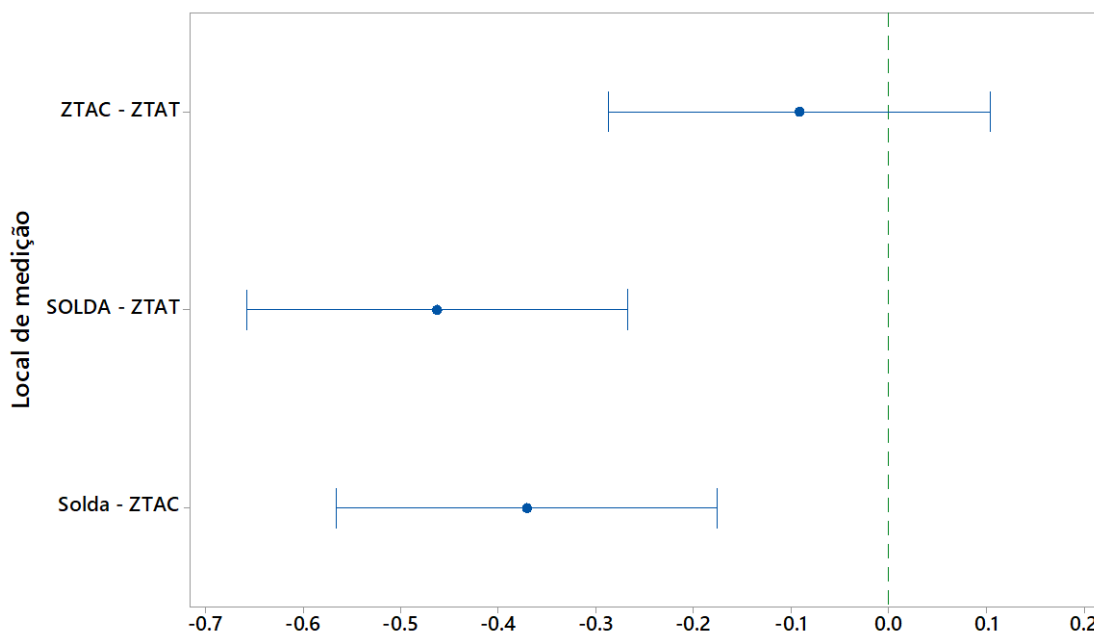


Fonte: MINTAB; AUTOR (2021).

Pela análise comparativa de Tukey, gráfico, Figura 127, com confiabilidade de 95%, comparando as posições de medição, mostra que os valores de CTOD na ZTAT do Tubo, são bem diferentes com relação à região de Solda, apresentando valores superiores aos encontrados na região de solda, com a tendencia de serem superiores, também, com relação à região da ZTAC do Conector, como já mostrado através das análises anteriores.

Também, a região de Solda, se mostra bem diferente quando comparada com a da ZTAC do Conector, apresentado valores de CTOD superiores aos da região de Solda, já evidenciado nos resultados anteriores.

Figura 127. Gráficos comparativo de Tukey para Posição versus diferenças de valores de CTOD.

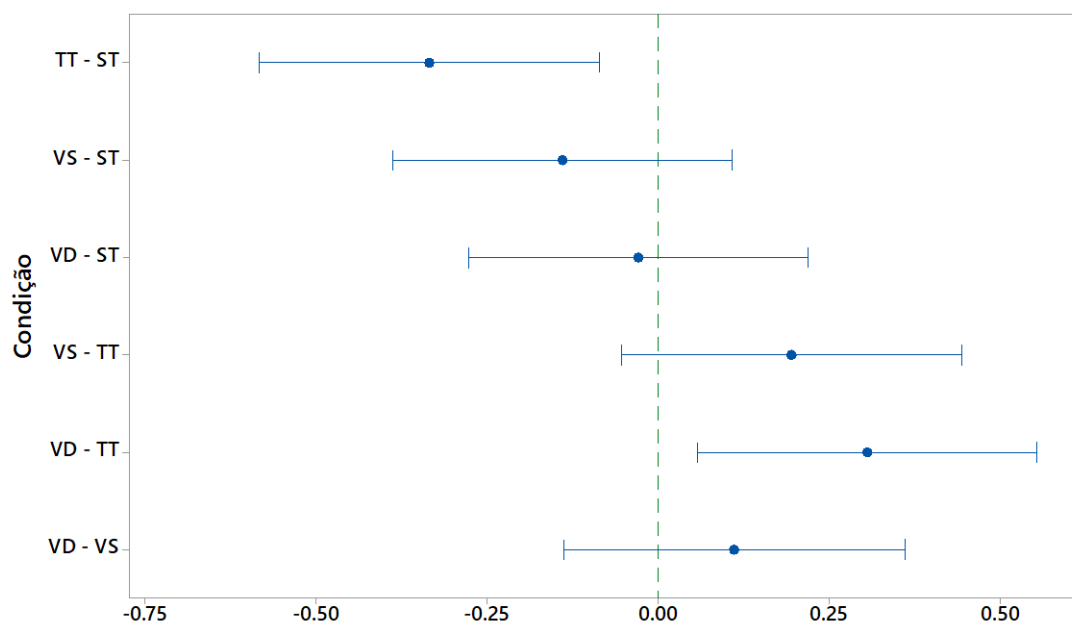


Fonte: MINTAB; AUTOR (2021).

Comparando as Condições, referentes aos tratamentos de alívio de tensões empregados, gráfico, Figura 128, vemos que os tratamentos de vibração ressonantes intermitentes apresentaram uma efetividade superior quando comparados com o tratamento térmico TT. O tratamento de vibração dupla TVD apresenta resultados de CTOD bem diferentes e superiores ao TT. Já, o tratamento de vibração simples TVS, também, mostra a tendência de apresentar diferenças significativas com valores de CTOD superiores ao TT. Por outro lado, o tratamento de vibração dupla TVD apresenta a tendência de maior efetividade quando comparado com o de vibração simples TVS. A peça sem tratamento ST apresenta valores de CTOD maiores que os apresentados pela peça com tratamento térmico TT mostrando, que este tratamento, não apresentou a tendência de implementar a tenacidade nos produtos ensaiados, mas sim a de promover certa redução nos seus valores.

Portanto, os resultados mostram uma efetividade maior dos tratamentos de alívio de tensões por vibração ressonante intermitente, ao nível de significância de 5%, em promover implementos nos valores de tenacidade, na maioria das regiões analisadas ou, no mínimo, se igualar aos resultados fornecidos pelo tratamento térmico TT em todas as análises.

Figura 128. Gráficos comparativo de Tukey para Condição (tratamentos de alívio de tensões) versus diferenças de valores de CTOD.



Fonte: MINTAB; AUTOR (2021).

5 CONCLUSÕES

Os resultados mostraram que o tratamento TVD supera a técnica de tratamento por vibração TVS e apresenta a tendência em superar e melhorar todos os resultados mecânicos apresentados pelo tratamento térmico TT para o mesmo fim.

Os tratamentos de alívio de tensões por vibração ressonante intermitente não produziram nenhum tipo de defeito nos produtos analisados acompanhando os resultados apresentados pelo tratamento térmico para alívio de tensões, normalizado para estas construções (ASTM A 672,2004) (API 5L,2004).

O tempo total despendido, para realização dos tratamentos vibracionais, a mão de obra empregada, os equipamentos utilizados, a área de fábrica disponibilizada, foram extremamente reduzidos quando comparados com o processo de tratamento térmico aplicado para o mesmo fim.

A energia empregada, para realização dos tratamentos vibracionais, é da ordem de 0,1% da empregada para a realização do tratamento térmico para a mesma finalidade.

Os ensaios de dureza caracterizaram a função de alívio de tensões promovida pelos tratamentos vibracionais, uma vez que, acompanharam a redução dos valores de dureza promovida pelo tratamento térmico, indicando a redução das tensões existentes na peça e comprovando a literatura e a prática industrial.

As maiores reduções encontradas nos ensaios de dureza Vickers foram promovidas pelo tratamento TVD com o modelamento estatístico mostrando esta tendência.

Os ensaios de dureza, também mostraram que as seções críticas para os estudos se mostraram *ser as* regiões da ZTA do conector, seguidas pela região do metal base do conector e da região da solda, as quais apresentaram os maiores valores de dureza Vickers se aproximando bastante do valor limite de aplicação de 350HV10.

Já, na região da ZTAC, onde os valores de durezas Vickers são mais elevados, todos os tratamentos mostram a tendência em influenciar a propriedade de dureza reduzindo o seu valor quando comparado com os valores do produto sem tratamento ST, sendo o tratamento TVD o que mais reduziu estes valores, na ordem de 9%, seguido pelo tratamento térmico TT com 5% e pelo TVS com 2%.

O modelamento estatístico através dos resultados da ANOVA e da análise de pares pelo teste de Tukey, ambos mostraram que os menores valores de dureza Vickers se encontram na região do metal base do tubo sendo que, os maiores, estão na região da ZTAC, e entre estas duas regiões, os valores de dureza crescem da região do metal base do tubo para a região da

ZTA do conector, sendo, estas, as regiões de maiores durezas Vickers, onde os estudos foram focados.

Os ensaios de dureza também mostraram a capacidade dos processos de alívio de tensões vibracionais, principalmente o TVD, na tendência de redução da dureza Vickers em regiões como a do metal base do tubo, cujo local estes valores já se encontravam bem reduzidos com o tratamento térmico não conseguindo promover esta condição.

Os resultados de dureza mostraram que os tratamentos TT, TVS e TVD praticamente apresentaram a mesma performance nas regiões de SOLDA e ZTAT, não afetando significativamente os valores de dureza Vickers quando comparados com os encontrados no produto sem tratamento (ST).

Todos valores de dureza Vickers, produzidos pelos tratamentos de vibração, se encontraram abaixo do valor limite de 350 HV10, o que é um importante resultado, uma vez que este fato somente tem sido obtido com o tratamento térmico para esta aplicação. O tratamento TVD apresentou a maior tendência em produzir os menores resultados, quando comparado ao TVS e ao TT, nas regiões onde se encontraram os maiores valores de dureza Vickers.

Os ensaios de modelamento estatístico mostraram que as regiões angulares 0°;90°;180° e 270°, apresentaram praticamente os mesmos valores de dureza a um nível de significância de $\alpha = 5\%$ com grau de confiabilidade de 95% o que também foi evidenciado nos testes pares de Tukey.

Em todas as regiões estudadas, MBT, ZTAT, SOLDA, ZTAC e MBC, como caracterizou os resultados do modelamento estatístico, os tratamentos de vibração ou se igualam ou superam o tratamento térmico TT na redução dos valores de dureza Vickers, sendo que o tratamento de vibração dupla TVD sempre apresenta a tendência de promover as maiores reduções de dureza Vickers em todas as regiões.

Através do teste de pares de Tukey quando se compara os tratamentos de vibração TVS com o TVD ou os tratamentos TVD com o TT os resultados sempre indicam o tratamento TVD como na condição de maior influência sobre os resultados de dureza.

Os ensaios de energia CVN, também mostraram que os tratamentos de vibração acompanharam os resultados normalmente fornecidos pelos tratamentos térmicos para alívio de tensões, produzindo resultados que superaram os valores limites de qualidade impostos para a aceitação do produto, de 14Joules de energia ao impacto para a amostra individual e 20 Joules para a média aritmética de três valores individuais.

Os tratamentos por vibração TVS e TVD acompanharam os resultados produzidos pelo tratamento térmico TT apresentando ganhos de energia CVN e consequente ductilidade com relação ao produto sem tratamento (ST).

Nas regiões da ZTAT, onde foram produzidos os maiores valores de energia CVN para os quatro produtos de ensaio, os produtos tratados com vibração ressonante TVS e TVD apresentaram os maiores valores de energia CVN, quando comparados ao produto tratado com tratamento térmico (TT), com o TVD produzindo os maiores valores de energia apresentando a tendência de afetar mais esta propriedade nesta região, o que é evidenciado pelos resultados do modelamento estatístico ANOVA.

Através da ANOVA ficou evidenciado que na ZTAT a linha de fusão é a mais rígida com valores de energia menores, porém elevados, sendo que os valores de energia tendem a crescer conforme os pontos analisados se afastam da linha de fusão e se aproximam do metal base do tubo.

Na região da ZTAC foram encontrados os menores valores de energia CVN sendo que os tratamentos por vibração apresentaram praticamente a mesma tendência na produção dos resultados que o tratamento térmico (TT).

Nas regiões de estudo da solda os tratamentos de vibração afetaram claramente a propriedade de energia CVN com o tratamento TVD produzindo os maiores valores quando comparado aos tratamentos TVS e TT com o tratamento TVS produzindo os mesmos efeitos que o tratamento TT ou superando-os em algum ponto.

Foram também analisados e tabelados os menores valores de energia CVN de todas as regiões estudadas e verificou-se que os maiores valores entre eles foram produzidos pelos tratamentos de vibração TVS e TVD mostrando a tendência destes tratamentos em aliviar as tensões e implementar tenacidade no produto não o seu encruamento.

Os ensaios de tração e dobramento guiado mostraram que os tratamentos de vibração acompanharam os resultados do tratamento térmico não introduzindo nenhum defeito nos produtos tratados, com os tratamentos por vibração TVD e TVS produzindo os maiores valores de alongamento quando comparados ao tratamento térmico (TT), mostrando a tendência destes tratamentos em influenciar a propriedade de ductilidade nos produtos.

Os ensaios de CTOD, assim como os resultados do modelamento estatístico para este fim, mostraram que os tratamentos por vibração TVS e TVD proporcionaram valores de tenacidade a fratura superiores aos apresentados pelo tratamento térmico TT em todas as regiões.

Os resultados da ANOVA também mostraram que a tenacidade a fratura é maior na região da ZTAT seguida pela ZTAC tendo os menores valores nas regiões da solda.

O Tratamento Duplo Vibratório TVD mostrou afetar e melhorar as propriedades mecânicas estudadas mais que o tratamento de alívio de tensões por vibração simples TVS, que é uma variação dos tratamentos por vibração normalmente aplicados em produtos semelhantes; promoveu os mesmos benefícios do tratamento térmico normalmente indicado pelas normas para estes produtos e, em alguns casos, superou estes benefícios e utilizou um tempo de processo extremamente reduzido quando comparado ao tratamento térmico para executar o mesmo processo.

Os estudos mostraram a necessidade de se determinar o posicionamento adequado do indutor de vibração sobre a peça, de maneira a obter as maiores amplitudes de vibração nas regiões a serem tratadas. Para os tubos com conectores e suas diversas dimensões, estes pontos poderão ser facilmente determinados através do método dos elementos finitos, promovendo mais efetividade em todo o processo.

Os estudos mostraram também que, os ensaios de dureza, podem ser um excelente indicador da efetividade dos tratamentos de alívio de tensões por vibração, uma vez que, a queda de dureza tende a indicar a ocorrência do alívio de tensões, principalmente quando se avalia a performance do tratamento térmico.

6. ALGUMAS PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

1. Executar o VSR intermitente em mais planos preferencias em tubos com conectores, por exemplo, em planos defasados de 120° , mantendo o indutor de vibração na posição central ou próxima do comprimento médio do tubo.
2. Determinar adequadamente a posição do indutor de vibração, baseado no comprimento total do tubo com conectores, de maneira, a conseguir os maiores valores de amplitude nas regiões a serem tratadas.
3. Estudar um equipamento que permita tratar por VSR intermitente, os tubos soldados à conectores na linha de produção convencional aumentando a cadência de fábrica na produção destas peças.

REFERÊNCIAS

- ESAB BR. **Tratamento térmico de alívio de tensões na soldagem**. Disponível em: https://esab.com/br/sam_pt/esab-university/articles/tratamento-termico-de-alivio-de-tensoes-na-soldagem/. Acesso em: 04 fev. 2022
- ESAB BR. **Soldagem por arco submerso**. 2004. Disponível em: https://esab.com/br/sam_pt/esab-university/articles/tratamento-termico-de-alivio-de-tensoes-na-soldagem/. Acesso em: 04 fev. 2022.
- FERNANDES J. R.; BATISTA G.Z.; MORALES E.V.; BOTT, I. S. Efeito do tratamento térmico de alívio de tensões na microestrutura e propriedades de um tubo API 5L X65MS. **Tecnologia em Metalúrgica, Materiais e Mineração**, São Paulo, v. 13, n. 4, p. 356-364, out./dez. 2016.
- FONSECA, M. A. C. **Avaliação acustoelástica de tubos OCTG do tipo casing API 5CT GRAU N80Q soldados com o processo ERW/HFIW**. 2012. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2012.
- GALLE, T.; DE WAELE, W.; DE BAETS, P.; VAN WITTENBERGHE, J. Influence of design features on the structural integrity of threaded pipe connections. **Sustainable Construction and Design**, Gant, v. 2, n. 2, p. 237-245, 2011.
- GENTIL, V. **Corrosão**. Rio de Janeiro: LTC, 2007. 353p.
- GODOY, J. M. **Estudo da ocorrência de trinca por fadiga em tubos de aço soldados, devido ao transporte**. 2008. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia e Ciências de Guaratinguetá, Guaratinguetá, 2008.
- GOVINDARAO, P.; SRINIVASARAO, P.; GOPALAKRISHNA, A.; SARKAR, M.M.M. Effect of vibratory welding process to improve the mechanical properties of butt-welded joints. **International Journal of Modern Engineering Research**, Andhra Pradesh, v. 2, n. 4, p. 2766 – 2770, Jul/Aug. 2012.
- GRAY, J. M.; PONTREMOLI, M. Metallurgical options for API grade X70 and X80 linepipe. In: INTERNATIONAL CONFERENCE OF PIPE TECHNOLOGY, 1987, Itália. **Anais [...]**. Itália, 1987.
- GROENEVELD, T.P. **Evaluation of modern X70 & X80 line pipe steels**. Falls Church: Pipeline Research Council International, Apr.1992.
- GUNNERT, R. **Method for measuring tri-axial residual stresses**. Doc. IIW X-184-57-OE. Commission X of the International Institute of Welding, 1957.
- GUROVA, T.; QUARANTA, F.; ESTEFEN, S. **Monitoramento do estado das tensões residuais durante a fabricação de navios**. Rio de Janeiro: Laboratório de Tecnologia Submarina-COPPE/UFRJ, 2006.

HAHN, W.F. **Vibratory residual stress relief and modifications in metals to conserve resources and prevent pollution.** New York: Alfred University, Center of Environmental and Energy Research (CEER), Dec. 2002.

HANJUN, G. A.; SHAOFENG, WU A, B.; QIONG, WU A.; BIANHONG, LI C.; ZIHAN, G. A.; YIDU, Z. A.; SHUAI, M. Experimental and simulation investigation on thermal-vibratory stress relief process for 7075 aluminium alloy. **Materials and Design**, London, v.195, n. 12, July 2020.

HARTOG, J. P. D. **Vibrações nos sistemas mecânicos.** São Paulo: Edgar Blücher, 1972.

HAYASHI, M.; ISHIWATA, M.; MORII, Y. Residual stress distribution in carbon steel pipe welded joint measured by neutron diffraction. **Materials Science Research International**, London, v. 6, n. 4, p. 287 -294, Nov. 2000. Disponível em: https://www.jstage.jst.go.jp/article/jsms1963/49/12Appendix/49_12Appendix_287/_pdf. Acesso em: 26 jun. 2023.

HIROHATA, M.; NOZAWA, S.; JÁRMAI K. An economical and mechanical investigation on local post-weld heat treatment for stiffened steel plates in bridge structures. **Applied Mechanics**, New York, v. 10, n. 4, p. 714-727, Sept./ 2021. Disponível em: <https://www.mdpi.com/2673-3161/2/4/41>. Acesso em: 26 jun. 2023.

HOLMQUIST J.L.; NADAI, A. **A theoretical and experimental approach to the problem of collapse of deep-well casing.** New York: American Petroleum Institute Source Drilling and Production Practice, 1939.

HORNSEY, J. S. **Vibratory stress relieving:** it's advantages as an alternative to thermal treatment. Disponível em: <http://pt.scribd.com/doc/14428134/VSR-an-Alternative-to-Thermal-Treatment>. Acesso em: 31 jul. 2011.

HRIVNAK, I. Weldability of modern steel materials. **ISI International**, Tokyo, v. 35, p. 1148-1156, 1995.

HST GROUP. **Charpy impact testing machine with full close protecting cover.**

Disponível em:

https://www.hssdgroup.com/PRODUCT/Impact_Testing_Machine/5pj7gl/929.html. Acesso em: 11 maio 2023.

HULKA, K.; BORDIGNON, P.; GRAY, J. M. **Experience with low carbon HSLA steel containing 0,006 To 0,10 percent niobium.** Araxá: Companhia Brasileira de Metalurgia e Mineração. 2003. 29 p. (Relatório Técnico Nióbio, n.01/04).

HULKA, K. **High strength large diameter pipe plate from standard production to X80/X100.** Companhia Brasileira de Metalurgia e Mineração, 2012. Disponível em: http://www.cbmm.com.br/portug/sources/techlib/info/others_in_pdf/pdfs/high_strength_large.pdf. Acesso em: 10 mar. 2022.

INFOSOLDA. **Critérios para escolha de equipamentos para tratamentos térmicos, para alívio de tensões em campo e seus componentes.** Disponível em:

<https://infosolda.com.br/noticias/criterios-para-escolha-de-equipamentos-para-tratamentos-termicos-para-alivio-de-tensoes-em-campo-e-seus-componentes> acesso em: 01 ago. 2021.

JIANGYIN DINGBO TECHNOLOGY CO. **Linha ERW**. Disponível em: <http://www.manfengxiang.com.pt/erw-pipe-mills.html>. Acesso em: 23 dez. 2022.

JURCIUS, A.; VALIULIS, A.V.; KUMSLYTIS, V. Vibratory stress relieving: it's advantages as an alternative to thermal treatment. **Journal of vibroengineering**, Lithuania, v. 10, p. 123-127, Mar. 2008. Disponível em: <https://www.extrica.com/article/10177>. Acesso em: 27 jun. 2023.

KHAN M. K, HAINSWORTH SV, FITIZPATRICK ME, EDWARDS L. A combined experimental and finite element approach for determining mechanical properties of aluminium alloys by nanoindentation. **Computational Materials Science**, Amsterdam, v. 49, n. 4, p. 751-760, Oct./2010.

KUO, C.W.; YANG, S.-M.; CHEN, J.-H.; LAI, G.-H.; WU, W. Study of vibration welding mechanism. **Science and Technology of Welding and Joining**, London, v.13, n. 4, p. 357-362, 2008. Disponível em: <https://www.tandfonline.com/doi/pdf/10.1179/174329308X299959>. Acesso em: 26 jun. 2023.

KWOFIE, S. Plasticity model for simulation, description and evaluation of vibratory stress relief. **Materials Science and Engineering: A**, Amsterdam, v. 516, n. 1-2, p.154-161, Ghana Mar./2009.

LAUDA-Brinkmann® L002329 Proline RP 1290: catalogue. Disponível em: <https://www.capitolscientific.com/LAUDA-Brinkmann-L002329-Proline-RP-1290-Stainless-Steel-Refrigerated-Circulating-Water-Bath-with-M>. Acesso em: 31 jan. 2024.

LINCOLN ELECTRIC COMPANY. **Catalog C1.10**. Lincoln Electric Company, nov. 2019.

LUH, G. C.; HWANG, R. M. Evaluating the effectiveness of vibratory stress relief by a modified hole-drilling method. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Taiwan, n.14, p.815-823, 1998.

LU, J. **Handbook of measurement of residual stress**. Rio de Janeiro: Fairmont, 1996. 253p.

MAURO, J. M. **Petróleo em águas profundas: uma história tecnológica da PETROBRAS na exploração e produção offshore**. Brasília: IPEA - Instituto de Pesquisa Aplicada, 2013.

MARTINS, C. A. P.; MORILLA, J. C.; MARQUES, P. V.; DELJAICOV, S. Alívio de tensões por vibrações subressonantes: análise e parametrização. **Revista Matéria**, v. 23, n.1, jan. 2018.

MARTINEZ-PEREZ, M. L. Measurement and modeling of residual stresses in straightened comercial eutectoid steel rods. **Acta Materialia**, Oxford, v. 53, p. 4415-4425, Aug. 2005.

MARTINS, P.; RODRIGUES, J. **Tecnologia mecânica: tecnologia da deformação plástica**. Lisboa: Edibra, 2005.

MEER. SMS GROUP. **Welded tube plants**. Disponível em: <http://meer.sms-group.com/en/portfolio/tube-plants/welded-tube-plants/product-range-welded-tube-plants.html>. Acesso em: 08 jan. 2015.

MENDONZA, R; HUANTE, J; CAMACHO, V; ALVAREZ-FRAGOSO, O; JUAREZ-ISLAS, J.A. Development of an API 5L X70 grade Steel for sour gas resistance pipeline application. **Journal of Materials Engineering and Performance**, New York, v. 8, n. 5, p. 549-555, Oct. 1999.

MINITAB. **Minitab statistical software**: version 2021. Disponível em: <https://www.minitab.com/pt-br/company/press-releases/new-version-of-minitab-statistical-software-enables-you-to-take-your-analytics-to-the-next-level/>. Acesso em: 30 jan. 2024.

MIRIYEV, A. **Casing design**. May 2014. Disponível em: <https://en.ppt-online.org/34809>. Acesso em: 22 jul. 2021.

MITUTOYO SUL AMÉRICA. **Durômetros Vickers system A - Serie 810 - 810-440A**. Disponível em: <https://www.mitutoyo.com.br/durometros-vickers-sistema-a-serie-810-810-440a.html>. Acesso em: 31 jan. 2024.

MODENESI, P.J.; MARQUES, P.V.; SANTOS, D. B. **Introdução à metalurgia da soldagem**. Belo Horizonte: UFMG, 2012. 209p.

MORAIS, W.A. Desenvolvimento de aços laminados a quente na Cosipa destinados à produção de tubos API pelo processo ERW. In: SEMINÁRIO DE LAMINAÇÃO DA ABM, 40., 2003, São Paulo. **Anais** [...]. São Paulo: ABM, 2003.

MORAIS, W. A. Tubos para a indústria de exploração do petróleo e gás: características e particularidades de produção. **Tubo & Cia**, v. 2, p. 8-18, 2005.

MTS SYSTEMS CORPORATION. **MTS 810 & 858 material testing systems**: catalogue, 2006.

NATIONAL ASSOCIATION OF CORROSION ENGINEERS. **ANSI/NACEMR0175/ISO 15156-1**: petroleum, petrochemical, and natural gas industries: materials for use in H₂S-containing environments in oil and gas production. NACE, 2015.

NEVES, M.D. O que é Magnatest? **Revista do parafuso**. Disponível em: <http://www.revistadoparafuso.com.br/v1/modelo/noticia.php?id=558>. Acesso em: 09 fev. 2016.

OEA CONSULTING. **Are premium connections always better than API's**. 2018. Disponível em: <https://www.oea-consulting.ca/post/14-are-premium-connections-always-better-than-api-s> acesso em: 22 jul. 2021.

ORDOÑEZ, R. E. C. **Soldagem e caracterização das propriedades mecânicas de dutos de aço API 5L X80 com diferentes arames tubulares**. 2004. Dissertação (Mestrado Engenharia Mecânica) – Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2004.

PALMER, A. C.; KING, R. A. **Subsea pipeline engineering**. 2nd ed. Tulsa: PennWell Books, 2008. 575 p.

PAYNE M.L.; SCHWIND B.E.; PARK J.; COKER O.; Wu, J.; POSTLER D. Project aims to qualify tubular connections. **DEA Update**, may/june 2006. Disponível em: <https://iadc.org/dcpi/dc-mayjun06/May06-brianschwind.pdf>. Acesso em: 26 jun. 2023.

PREVÉI, P.S. Residual stress distributions produced by strain gages surfasse preparation. *In: CONFERENCE ON EXPERIMENTAL MECHANICS, SOCIETY FOR EXPERIMENTAL MECHANICS*, 1986, Bethel. **Proceedings** [...]. Bethel, 1986, p.216-223.

PORCARO, R.R. **Avaliação de parâmetros geométricos no desempenho de conexões do tipo rosca-luva em tubos para revestimento de poços de petróleo**: análise de elementos finitos. 2014. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade do Estado de Minas Gerais, Ouro Preto, 2014.

PUCKO, B.; GLIHA, V.; Charpy toughness and microstructure of vibrated weld metal. **Science and Technology of Welding and Joining**, p. 103-106, Febr./ 2006.

QUACH, W.M.; TENG, J.G.; CHUNG, K.F. Residual stress in steel sheets due to coiling and uncoiling: closed-form analytical solution. **Engineering Structures**, v. 26, n. 9, p. 1249-1259, 2004.

QUIMIS APARELHOS CIENTÍFICOS. **Banho ultratermostático com rampas e patamar Q214S**. Disponível em: <https://www.quimis.com.br/produtos/detalhes/banho-ultratermosttico-com-circulador-rampas-e-patamares>. Acesso em: 11 maio 2023.

QINGHUA, L.; LIGONG, C.; CHUNZHEN, N. Improving welded valve quality by vibratory weld conditioning. **Materials Science and Engineering**, v. 457, p. 246-253 Dec.2006.

RATNAPULI, R. C. Considerações metalúrgicas de fabricação dos aços para tubos API 5L. *In: CONGRESSO ANUAL DA ABM*, 62., 2007, Vitória. **Anais** [...]. Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2007.

RIO PIPE LINE. **Lideranças do segmento dutoviário se reúnem em evento de aquecimento para rio pipeline**. 2019. Disponível em: <https://www.ibp.org.br/noticias/liderancas-do-segmento-dutoviario-se-reunem-em-evento-de-aquecimento-para-rio-pipeline-2019/> Acesso em: 06 ago. 2021

ROZA, E. J. API 5L X80 ERW Pipelines: TenarisConfab & Usiminas Development. *In: INTERNATIONAL PIPELINE CONFERENCE*, 6., 2006, Alberta. **Proceedings** [...]. Alberta: American Society of Mechanical Engineers, 2006.

SALVTERM. **Instrumentos para o controle de temperatura**. Disponível em: <https://www.salcas.com.br/termometro-digital-portatil-salvterm-1200k>. Acesso em: 31 jan. 2024.

SHIGA, C. Application of TMCP to high strength steels with excellent weld properties. *In: SYMPOSIUM OF 47TH ANNUAL ASSEMBLY OF IIW* 207-212, Doc. IIW-1446, 1994. **Proceedings** [...]. 1994.

SICILIANO, F. Materiais para gasodutos: aços de alta resistência para dutos de transporte de gás e petróleo: tendências atuais. **Metalurgia & Materiais**, São Paulo, v. 64, n. 588, p. 208 – 211, maio 2008.

SIEMPELKAMP. **O-forming press**. Disponível em: http://www.siempelkamp.com/fileadmin/media/Englisch/MaschinenundAnlagen/prospekte/Siempelkamp_metalforming_presses-eng.pdf. Acesso em: 08 jan. 2015.

SILVA, F.F. **Análise da influência das temperaturas de pré-aquecimento e TTPS na microestrutura e nas propriedades mecânicas da ZAC do aço AISI 4130 soldado por SAW**. 2018. Dissertação (Mestrado em Engenharia em Ciências dos Materiais) – Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de Lorena, Lorena, 2018.

SOARES, C.A.T. **Análise de tensões residuais no processo de trefilação considerando efeitos de anisotropia**. 2012. Dissertação (Mestrado Engenharia Mecânica) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2012.

SOEIRO JUNIOR, J. C.; ROCHA, D. B.; BRANDI, S. D. Uma breve revisão histórica do desenvolvimento da soldagem dos aços API para tubulações. **Soldagem & Inspeção**. São Paulo, v. 18, n. 02, p.176-195, abr./jun. 2013.

SOUSA, D. A. **Determinação de tensões residuais em materiais metálicos por meio de ensaio de dureza**. 2012. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de São João del Rei, São João Del Rei, 2012.

SOUZA, D.; NEVES, F.; TAYER, S. Estudo do efeito dos parâmetros do processo nas tensões residuais através da simulação da extrusão a frio. *In*: SIMPÓSIO DE MECÂNICA COMPUTACIONAL, 2010, São João Del Rei. **Anais [...]**. ABMEC, Universidade Federal de São João del Rei, 2010.

SPECTRO ANALYTICAL INSTRUMENTS INC. **Spectromaxx LMX10 ARC/spark oes analyzer**: brochure. Disponível em: <https://www.spectro.com/>. Acesso em: 31 jan. 2024.

SPECTRO AMETEK. **Spectro metal analyser**. Disponível em: <https://www.spectro.com/products/optical-emission-spectroscopy/spectromaxx-metal-analyzer>. Acesso em: 11 maio 2023.

SREC - STRESS RELIEF ENGINEERING COMPANY. **Formula 62 for stress relieving metals**. Disponível em: https://www.stressreliefengr.com/Formula_62_model_CSP.pdf. Acesso em 29 jan. 2024.

SUN, M. C.; SUN, Y.H.; WANG, R.K. Vibratory stress relieving of welded sheet steels of low alloy high strength steel. **Materials Letters**, v.58, p.1396-1399, Oct. 2003.

TAMEHIRO, H.; YAMADA, N.; MATSUDA, H. Effect of the thermo-mechanical control processo on the properties of high-strength low alloy steel. **Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan**, v. 25, p. 54-61, 1985.

TANAKA, T. The development of thermo-mechanical controlled processing fo high strength low alloy steel. **Key Engineering Materials**, v. 84-85, p.331-335, Jan. 1993.

TATAR, F.; MAHMOUDI, A.H.; SHOOSHTARI, A. Vibratory stress relief of welded austenite stainless steel plates: a numerical and experimental approach. **Iranian Journal of Materials Forming**, v. 8, p. 50-64, 2021.

TAYON, W. A.; PAGAN, D. C.; YERATAPALLY, S. R.; PHAN, T. Q.; HOCHHALTER, J. D. Exploring the role of type-ii residual stresses in a laser powder bed fusion nickel-based superalloy using measurement and modeling. **International Journal of Fatigue**, Jan. 2024.

TECHSTEEL. **Processo laminador manesmann**. Disponível em: <http://techsteel.dominiotemporario.com/cases.php?Id=2>. Acesso em 07 jan. 2016.

TM LABORATÓRIO METALÚRGICO. **Ensaio de dobramentos guiados**. Disponível em: <http://grupotmservice1.tempsite.ws>. Acesso em: 03 out. 2023.

TENARIS HYDRIL. **Dopeless technology catalog**. This catalog supersedes TSH/PCC/Version 05 January 2016. TSH/PCC Version 06/April 2018. Disponível em: <http://www.tenaris.com/dopeless>. Acesso em: 12 maio 2016.

TENARIS HYDRIL. **Premium connections catalog**. This catalog supersedes TSH/PCC/Version 05 January 2016. TSH/PCC Version 06/April 2018. Disponível em: <http://www.tenaris.com/dopeless>. Acesso em: 20 maio 2016.

TENARIS. **Dopeless technology-quantifying operational well productivity and HSE benefits**. Disponível em: <http://www.tenaris.com>. Acesso em: 20 jul. 2022.

TENARIS. **Infográfico da linha de produção de tubos**. Disponível em: <http://www.tenaris.com/TenarisConfab/pt/prodser/procesoerwlong.aspx>. Acesso em: 20 jul. 2022.

TENARIS. **Tubos OCTG**. Disponível em: <http://www.tenaris.com/en/Products/OCTG/SteelGrades>. Acesso em: 19 maio 2016.

TANIMOTO, M.; KAWATA, I.; SOTOKAWA, O.; NAKAJI, T.; MAGATANI, T.; TSURU, E.; MIMURA, H.; NAKAMURA, M. Outline of new forming equipment for Hikari 24" ERW Mill. **Nippon Steel Technical Report**, n. 90, p.122-126, July 2004.

TELES, P. C. S. **Tubulações industriais: cálculo**. 9. ed. Rio de Janeiro: LTC, 1999.

TORK LABORATÓRIOS. **Ensaio de dobramento guiado**. Disponível em: <https://laboratorios-tork.com.br/servicos/testes-em-materiais/ensaio-mecanicos>. Acesso em: 13 out. 2023.

YANG, Y. P. Understanding of vibration stress relief with computation modeling. **Journal of Materials Engineering and Performance**, v. 18, p.856-862, Oct. 2009.

YSHII, L. N.; CHIODO, M., S., G. **Aplicação de aços de alta resistência em dutos de transporte de óleo e gás: implicações sobre o projeto e construção**. Disponível em: sites.poli.usp.br. Acesso em: 14 jan. 2016.

YUN-HEE LEE, DONGIL KWON. Estimation of biaxial surface stress by instrumented indentation with sharp indenters. School of Materials Science and Engineering. **Acta Materialia**, Amsterdam, v. 52, p. 1555-1563, Dec. 2003.

YUN-HEE LEE, KAZUKI TAKASHIMA, YAKICHI HIGO, DONGIL KWON. Prediction of stress directionality from pile-up morphology around remnant indentation. **Scripta Materialia**, v. 51, p. 887-891, Nov. 2004.

VALLOUREC&MANNESMANNTUBES DO BRASIL. **Nova linha de têmpera da laminação contínua**. Disponível em: <http://techsteel.dominiotemporario.com/cases.php?Id=2>. Acesso em: 08 jan. 2015.

VIEIRA, D. L. Nova técnica de avaliação do estado das tensões de soldagem. *In*: CONGRESSO NACIONAL DE ENSAIOS NÃO DESTRUTIVOS E INSPEÇÃO, 26., 2008, São Paulo. **Anais [...]**. São Paulo, 2008.

XU, J.; CHEN, L.; NI, C.; Effect of vibratory weld conditioning on the residual stresses and distortion in multipass girth-butt welded pipes. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 84, p. 298-303, May 2007.

WALKER, C. A.; WADDELL, A., J.; JOHNSTON, D. J. Vibratory stress relief an investigation of the underlying processes. *In*: INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS, 1994, Glasgow, Scotland. Aug. 1994. **Proceedings [...]**. Scotland, 1994.

WANG, S.; ZHAO, H. Low temperature nanoindentation: development and applications. **Micromachines**, Basel, v. 11, n. 4, April 2020. Disponível em: <https://www.mdpi.com/2072-666X/11/4/407>. Acesso em: 26 jun. 2023.

WANG, J. S.; HSIEH, C. C.; LIN, C. M.; KUO, C. W.; WU, W. Texture evolution and residual stress relaxation in a cold-rolled al-mg-si-cu alloy using vibratory stress relief technique. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 44, p. 806, 818, Oct. 2013. Disponível em: <https://link.springer.com/article/10.1007/s11661-012-1450-8>. Acesso em: 16 jun. 2023.

WITTENBERGHE, J. V. **Experimental analysis and modelling of the fatigue behaviour of threaded pipe connections**. 2011. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Ghent University, Belgium, 2011.

XU, J.; CHEN, L.; NI, C. **Effect of vibratory weld conditioning on the residual stresses and distortion in multipass girth-butt welded pipes**. Shanghai: Institute of Welding, School of Materials Science and Engineering, Shanghai Jiaotong University, 2006.

WU, W. Influence of vibration frequency on solidification of weldments. **Scripta Materialia**, Oxford, v. 42, n. 7, p. 661-665, 2000. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359646299004169>. Acesso em: 16 jun. 2023.

ZEEMANN, A. Tensões residuais de soldagem. **Infosolda**, 200. Disponível em: <https://infosolda.com.br/wp-content/uploads/Downloads/Artigos/metall/tenses-residuais-na-soldagem.pdf>. Acesso em: 26 jan. 2024.

ZHAO, X. C.; ZHANG, Y. D.; ZHANG, H. W.; WO, Q. Simulation of vibration stress relief after welding based on Fem. **Acta Metallurgica Sinica**, Shenyang, v. 21, n. 4, p. 289-294, Aug. 2008. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1006719108600514>. Acesso em: 16 jun. 2023.

ZHANG, Q.; YU, L.; SHANG, X.; ZHAO, S. Residual stress relief of welded aluminum alloy plate using ultrasonic vibration. **Ultrasonics**, Amsterdam, v. 107, Sept. 2020. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0041624X20301037>. Acesso em: 16 jun. 2023.

ZHU, L. N.; XU, B. S.; WANG, H. D.; WANG, C. B. Measurement of residual stresses using nanoindentation method. **Critical Reviews in Solid State and Materials Science**, New York, v. 40, n. 2, p. 77-89, 2014. Disponível em:

<https://doi.org/10.1080/10408436.2014.9404>. Acesso em: 16 jun. 2023.

Tabela 47. Medições realizadas em corpos de provas retirados da sessão transversal da peça na região de 90°.

CONDIÇÃO TRATAMENTO	TUBO	ÂNGULO	LOCAL	Ponto 1	Ponto 2	Ponto 3	Ponto 4	Ponto 5	Ponto 6	Ponto 7	Ponto 8	Ponto 9	Ponto 10	MÉDIA	DESVIO PADRÃO	MEDIANA
TVD	TVD	90°	BMP/MBT	216	205	224								215,00	9,539	216,00
TT	TT	90°	BMP/MBT	230	212	218								220,00	9,165	218,00
ST	ST	90°	BMP/MBT	212	204	213								209,67	4,933	212,00
TVS	TVS	90°	BMP/MBT	224	202	219								215,00	11,533	219,00
TVD	TVD	90°	HAZP/ ZTAT	195	195	207	205	207	213	191	189	195	193	199,00	8,219	195,00
TT	TT	90°	HAZP/ ZTAT	232	231	220	219	192	215	227	232	248	233	224,90	14,836	229,00
ST	ST	90°	HAZP/ ZTAT	207	205	210	228	201	195	198	203	205	203	205,50	8,997	204,00
TVS	TVS	90°	HAZP/ ZTAT	209	208	203	204	205	190	205	208	208	209	204,90	5,666	206,50
TVD	TVD	90°	WM/SOLDA	227	245	220	211	230	229	233	233			228,50	9,971	229,50
TT	TT	90°	WM/SOLDA	231	229	238	241	230	229	230	240			233,50	5,210	230,50
ST	ST	90°	WM/SOLDA	229	228	241	241	230	232	232	230			232,88	5,194	231,00
TVS	TVS	90°	WM/SOLDA	239	238	248	246	243	251	243	248			244,50	4,567	244,50
TVD	TVD	90°	HAZC/ZTAC	265	288	268	245	275	292	288	291	273	275	276,00	14,629	275,00
TT	TT	90°	HAZC/ZTAC	286	300	292	295	285	269	306	295	300	287	291,50	10,427	293,50
ST	ST	90°	HAZC/ZTAC	289	306	301	293	270	283	299	297	312	304	295,40	12,267	298,00
TVS	TVS	90°	HAZC/ZTAC	297	296	292	291	261	283	318	317	313	317	298,50	18,344	296,50
TVD	TVD	90°	BMC/MBC	266	295	222								261,00	36,756	266,00
TT	TT	90°	BMC/MBC	272	270	281								274,33	5,859	272,00
ST	ST	90°	BMC/MBC	262	263	282								269,00	11,269	263,00
TVS	TVS	90°	BMC/MBC	266	269	270								268,33	2,082	269,00

Tabela 48. Medições realizadas em corpos de provas retirados da sessão transversal da peça na região de 180°.

CONDIÇÃO TRATAMENTO	TUBO	ÂNGULO	LOCAL	Ponto 1	Ponto 2	Ponto 3	Ponto 4	Ponto 5	Ponto 6	Ponto 7	Ponto 8	Ponto 9	Ponto 10	MÉDIA	DESVIO PADRÃO	MEDIANA
TVD	TVD	180°	BMP/MBT	229	224	222								225,00	3,606	224,00
TT	TT	180°	BMP/MBT	227	213	220								220,00	7,000	220,00
ST	ST	180°	BMP/MBT	201	221	277								233,00	39,395	221,00
TVS	TVS	180°	BMP/MBT	216	210	222								216,00	6,000	216,00
TVD	TVD	180°	HAZP/ ZTAT	195	193	197	199	211	184	194	192	197	198	196,00	6,782	196,00
TT	TT	180°	HAZP/ ZTAT	227	225	223	215	168	201	221	232	240	232	218,40	20,646	224,00
ST	ST	180°	HAZP/ ZTAT	201	220	225	216	199	183	186	202	195	202	202,90	13,812	201,50
TVS	TVS	180°	HAZP/ ZTAT	206	216	226	237	207	186	205	204	207	212	210,60	13,713	207,00
TVD	TVD	180°	WM/SOLDA	225	222	235	232	221	232	234	233			229,25	5,651	232,00
TT	TT	180°	WM/SOLDA	224	219	234	227	232	236	229	233			229,25	5,701	230,50
ST	ST	180°	WM/SOLDA	233	239	239	230	234	230	224	228			232,13	5,222	231,50
TVS	TVS	180°	WM/SOLDA	238	244	246	241	239	240	241	238			240,88	2,850	240,50
TVD	TVD	180°	HAZC/ZTAC	270	276	269	242	254	293	296	288	299	281	276,80	18,576	278,50
TT	TT	180°	HAZC/ZTAC	282	284	285	284	255	262	283	275	268	274	275,20	10,507	278,50
ST	ST	180°	HAZC/ZTAC	276	286	263	246	294	310	299	280	298	218	277,00	27,952	283,00
TVS	TVS	180°	HAZC/ZTAC	302	294	296	280	309	321	295	307	299	289	299,20	11,390	297,50
TVD	TVD	180°	BMC/MBC	261	272	285								272,67	12,014	272,00
TT	TT	180°	BMC/MBC	275	283	286								281,33	5,686	283,00
ST	ST	180°	BMC/MBC	279	278	227								261,33	29,738	278,00
TVS	TVS	180°	BMC/MBC	267	269	269								268,33	1,155	269,00

Tabela 49. Medições realizadas em corpos de provas retirados da sessão transversal da peça na região de 270°.

CONDIÇÃO TRATAMENTO	TUBO	ÂNGULO	LOCAL	Ponto 1	Ponto 2	Ponto 3	Ponto 4	Ponto 5	Ponto 6	Ponto 7	Ponto 8	Ponto 9	Ponto 10	MÉDIA	DESVIO PADRÃO	MEDIANA
TVD	TVD	270°	BMP/MBT	246	197	212								218,33	25,106	212,00
TT	TT	270°	BMP/MBT	232	204	221								219,00	14,107	221,00
ST	ST	270°	BMP/MBT	225	211	223								219,67	7,572	223,00
TVS	TVS	270°	BMP/MBT	216	208	225								216,33	8,505	216,00
TVD	TVD	270°	HAZP/ ZTAT	211	229	229	226	188	176	190	219	233	243	214,40	22,421	222,50
TT	TT	270°	HAZP/ ZTAT	232	229	222	218	190	197	222	221	237	232	220,00	15,275	222,00
ST	ST	270°	HAZP/ ZTAT	198	198	204	197	217	192	200	280	203	207	209,60	25,652	201,50
TVS	TVS	270°	HAZP/ ZTAT	216	209	207	222	211	190	202	212	202	213	208,40	8,859	210,00
TVD	TVD	270°	WM/SOLDA	282	235	236	240	237	240	236	237			242,88	15,914	237,00
TT	TT	270°	WM/SOLDA	237	234	243	225	241	236	239	243			237,25	5,922	238,00
ST	ST	270°	WM/SOLDA	228	230	233	234	232	238	238	242			234,38	4,658	233,50
TVS	TVS	270°	WM/SOLDA	232	240	248	249	246	246	246	241			243,50	5,606	246,00
TVD	TVD	270°	HAZC/ZTAC	274	273	280	271	252	269	275	275	280	265	271,40	8,208	273,50
TT	TT	270°	HAZC/ZTAC	295	284	281	267	255	276	297	278	288	280	280,10	12,512	280,50
ST	ST	270°	HAZC/ZTAC	284	292	296	284	263	289	326	336	321	318	300,90	23,120	294,00
TVS	TVS	270°	HAZC/ZTAC	281	299	303	278	269	317	326	325	320	300	301,80	20,477	301,50
TVD	TVD	270°	BMC/MBC	259	270	270								266,33	6,351	270,00
TT	TT	270°	BMC/MBC	278	284	283								281,67	3,215	283,00
ST	ST	270°	BMC/MBC	277	276	282								278,33	3,215	277,00
TVS	TVS	270°	BMC/MBC	271	275	278								274,67	3,512	275,00

APÊNDICE B. TABELA DE RESULTADOS DOS ENSAIOS DE CHARPY.

Tabela 50. Resultados dos ensaios de Charpy.

CONDIÇÃO	Peça	Peça	Conector													
			LF EXTERNO					LF INTERNO					LF+2 mm EXTERNO			
			En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	MÉDIA	DESV.PAD	En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	MÉDIA	DESV.PAD	En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	DESV.PAD
TYD	TYD	13 4 017274	105	98	88	97,00	8,54	38	28	70	45,33	21,94	64	71	71	68,67
TT	TT	17 4 007315	73	70	60	67,67	6,81	33	29	70	44,00	22,61	99	85	88	90,67
ST	ST	17 4 007441	47	52	126	75,00	44,24	146	149	127	140,67	11,93	89	87	93	89,67
TVS	TVS	17 4 014667	56	70	90	72,00	17,09	101	135	112	116,00	17,35	92	84	71	82,33

CONDIÇÃO	Peça	Peça	Conector													
			LF+2 mm INTERNO					LF+5 mm EXTERNO					LF+5 mm INTERNO			
			En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	MÉDIA	DESV.PAD	En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	MÉDIA	DESV.PAD	En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	DESV.PAD
TYD	TYD	13 4 017274	25	41	16	27,33	12,66	119	96	107	107,33	11,50	54	52	17	41,00
TT	TT	17 4 007315	35	26	40	33,67	7,09	103	116	89	102,67	13,50	48	42	60	50,00
ST	ST	17 4 007441	68	51	102	73,67	25,97	106	133	110	116,33	14,57	39	24	108	57,00
TVS	TVS	17 4 014667	30	17	52	33,00	17,69	96	103	82	93,67	10,69	31	75	42	49,33

CONDIÇÃO	Peça	Tubo	Tubo													
			LF EXTERNO					LF INTERNO					LF+2 mm EXTERNO			
			En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	MÉDIA	DESV.PAD	En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	MÉDIA	DESV.PAD	En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	DESV.PAD
TYD	TYD	13 4 017274	224	249	295	256,00	36,01	223	298	240	253,67	39,32	285	296	294	291,67
TT	TT	17 4 007315	198	154	150	167,33	26,63	43	103	60	68,67	30,92	154	202	190	182,00
ST	ST	17 4 007441	252	253	116	207,00	78,81	212	185	211	202,67	15,31	276	276	268	273,33
TVS	TVS	17 4 014667	180	236	240	218,67	33,55	269	86	150	168,33	92,87	242	280	244	255,33

CONDIÇÃO	Peça	Tubo	Tubo													
			LF+2 mm INTERNO					LF+5 mm EXTERNO					LF+5 mm INTERNO			
			En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	MÉDIA	DESV.PAD	En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	MÉDIA	DESV.PAD	En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	DESV.PAD
TYD	TYD	13 4 017274	189	253	188	210,00	37,24	311	334	319	321,33	11,68	284	286	294	288,00
TT	TT	17 4 007315	82	53	69	68,00	14,53	255	193	244	230,67	33,08	194	195	195	194,67
ST	ST	17 4 007441	210	239	220	223,00	14,73	281	276	287	281,33	5,51	229	223	220	224,00
TVS	TVS	17 4 014667	204	226	219	216,33	11,24	270	322	282	291,33	27,23	264	272	271	269,00

CONDIÇÃO	Peça	Tubo	Solda									
			SOLDA					SOLDA INTERSECÇÃO				
			En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	MÉDIA	DESV.PAD	En1 (J)	EN2 (J)	En3 (J)	MÉDIA	DESV.PAD
TYD	TYD	13 4 017274	115	114	105	111,33	5,51	104	114	101	106,33	6,81
TT	TT	17 4 007315	95	90	109	98,00	9,85	90	94	73	85,67	11,15
ST	ST	17 4 007441	82	159	134	125,00	39,28	67	93	75	78,33	13,32
TVS	TVS	17 4 014667	89	88	91	89,33	1,53	92	118	130	113,33	19,43

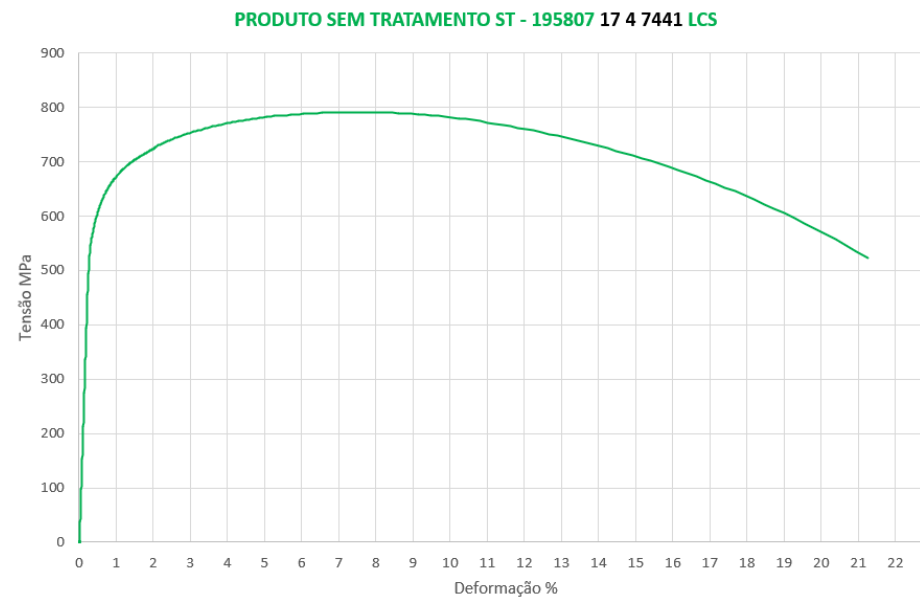
APÊNDICE C. TABELAS DE RESULTADOS E GRÁFICOS DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO.

Tabela 51. Resultados dos ensaios dos ensaios de tração transversal e longitudinal à solda circunferencial.

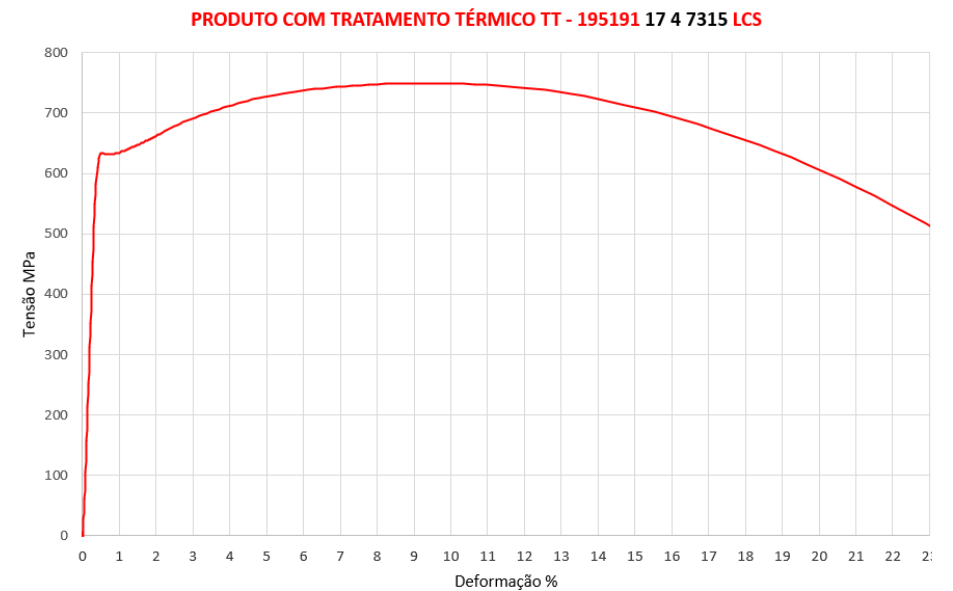
	Tubo	Tração transversal de solda			
		Largura (mm)	Espessura (mm)	LR (MPa)	Alongamento
TVS	17 4 014667	19,90	19,91	648	29,04%
TVS	17 4 014667	19,81	19,82	621	21,99%
TT	17 4 007315	18,88	19,85	661	18,31%
TT	17 4 007315	19,00	19,61	687	21,00%
ST	17 4 007441	18,85	19,54	665	21,52%
ST	17 4 007441	18,85	19,67	630	23,98%
TVD	13 4 017274	18,93	19,81	663	21,52%
TVD	13 4 017274	18,96	19,70	680	21,30%

	Tubo	Tração cilíndrico de solda					
		Dia inicial (mm)	Dia final (mm)	LE (MPa)	LR (MPa)	LE/LR	Red. Area
ST	17 4 007441	12,58	7,40	606	791	0,77	65,40
TVS	17 4 014667	12,75	7,20	588	751	0,78	68,10
TT	17 4 007315	12,75	7,61	632	749	0,84	64,40
TVD	13 4 017274	8,73	4,61	595	753	0,79	72,10

Figura 129. Gráficos dos resultados dos ensaios de tração longitudinal à solda circunferencial. Corpo de provas cilíndrico.

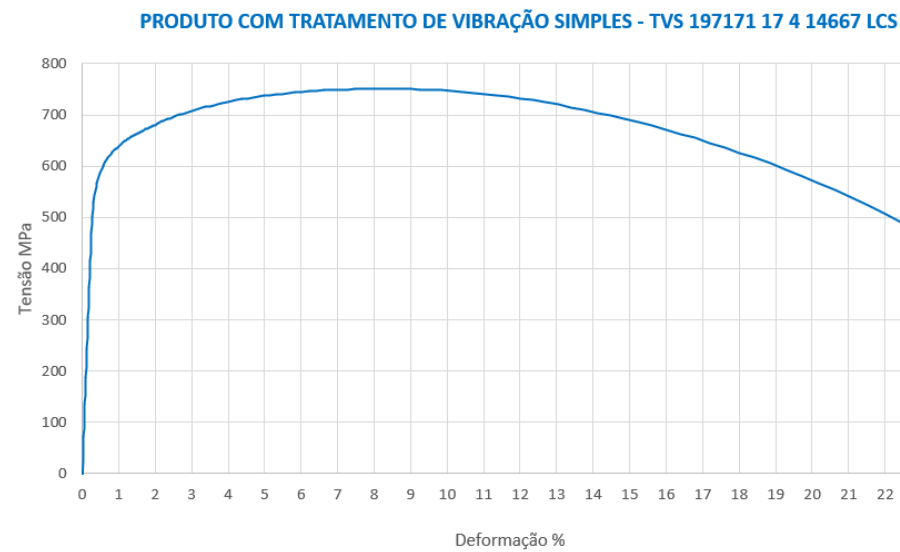


$$\sigma_R = 791 \text{ MPa}; \quad \sigma_y = 606 \text{ MPa}; \quad R_{el\acute{a}s.} = 0,77; \quad R_{\acute{a}rea} = 65,40\%$$

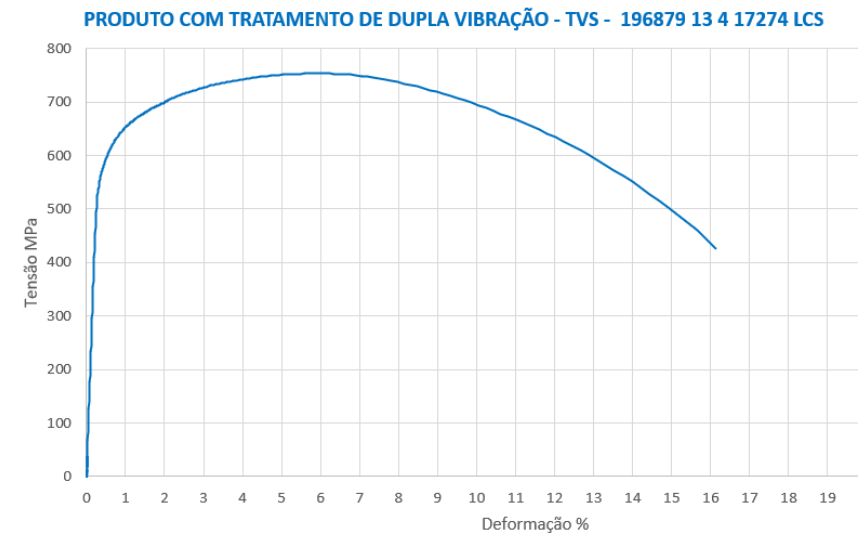


$$\sigma_R = 749 \text{ MPa}; \quad \sigma_y = 632 \text{ MPa}; \quad R_{el\acute{a}s.} = 0,84; \quad R_{\acute{a}rea} = 64,40\%$$

Figura 130. Gráficos dos resultados dos ensaios de tração longitudinal à solda circunferencial. Corpo de provas cilíndrico.

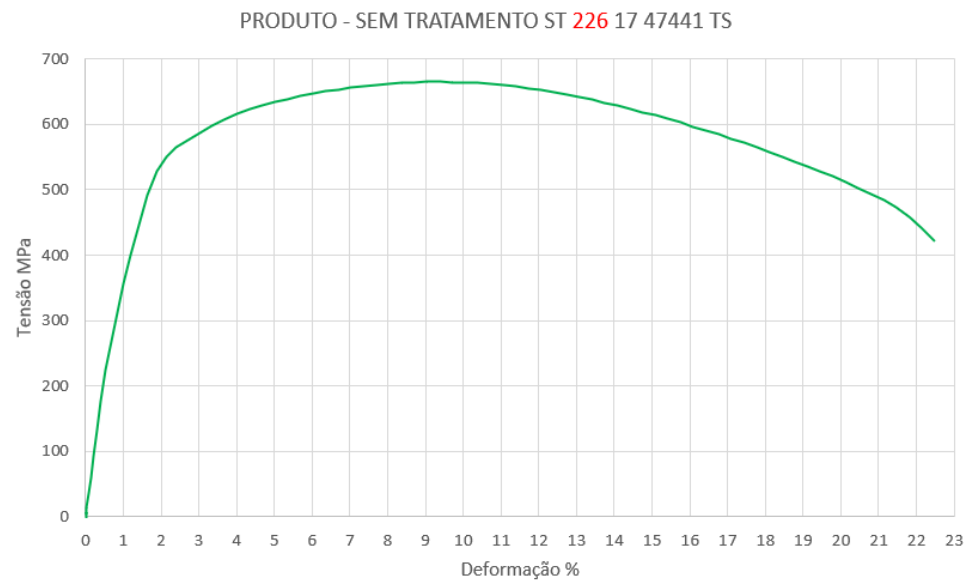


$$\sigma_R = 751 \text{ MPa}; \quad \sigma_y = 588 \text{ MPa}; \quad R_{el\acute{a}s.} = 0,78; \quad R_{\acute{a}rea} = 68,10\%$$

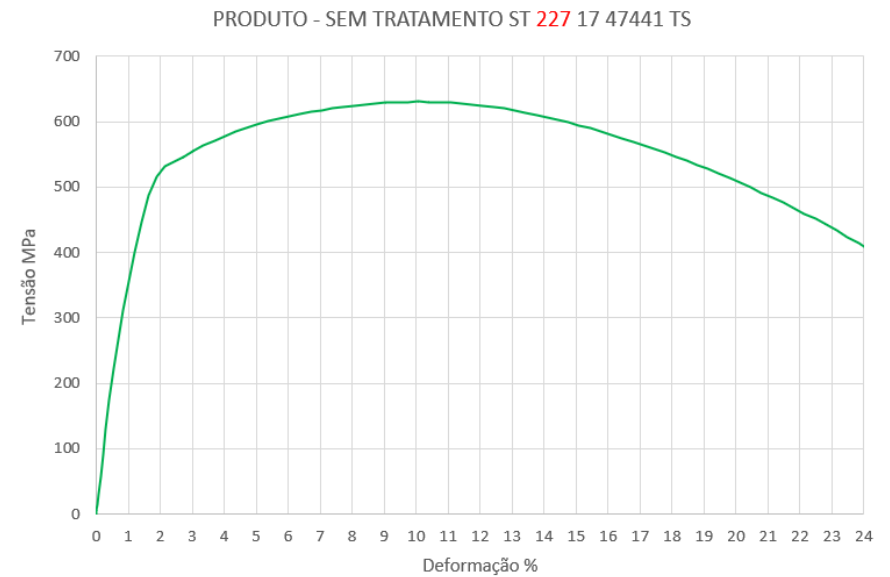


$$\sigma_R = 753 \text{ MPa}; \quad \sigma_y = 595 \text{ MPa}; \quad R_{el\acute{a}s.} = 0,79; \quad R_{\acute{a}rea} = 72,10\%$$

Figura 131. Gráficos dos Resultados dos ensaios de tração transversal à solda circunferencial. Corpo de provas plano.



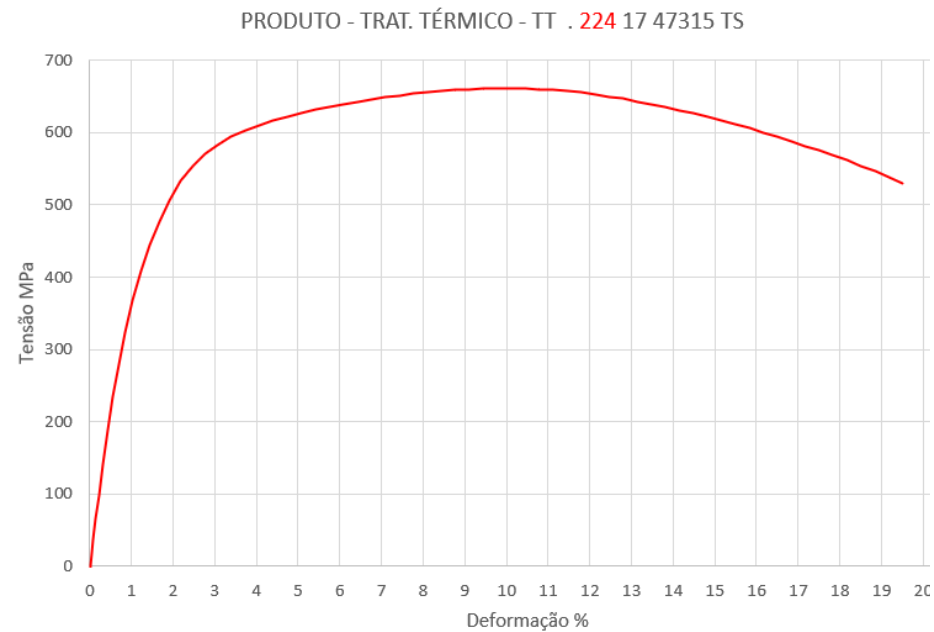
$$\sigma_R = 665 \text{ MPa}; \quad \sigma_y = 564 \text{ MPa}; \quad Al = 21,52\%$$



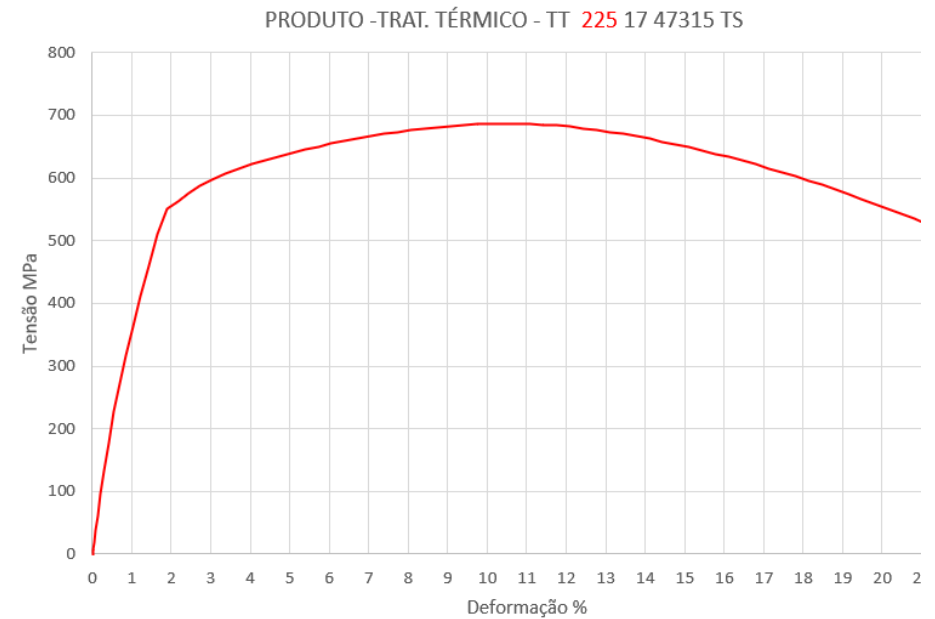
$$\sigma_R = 630 \text{ MPa}; \quad \sigma_y = 532 \text{ MPa}; \quad Al = 23,98\%$$

OBS. A tensão de escoamento σ_y é uma tensão aparente, determinada apenas, para análise do comportamento da junta soldada.

Figura 132. Gráficos dos Resultados dos ensaios de tração transversal à solda circunferencial. Corpo de provas plano.



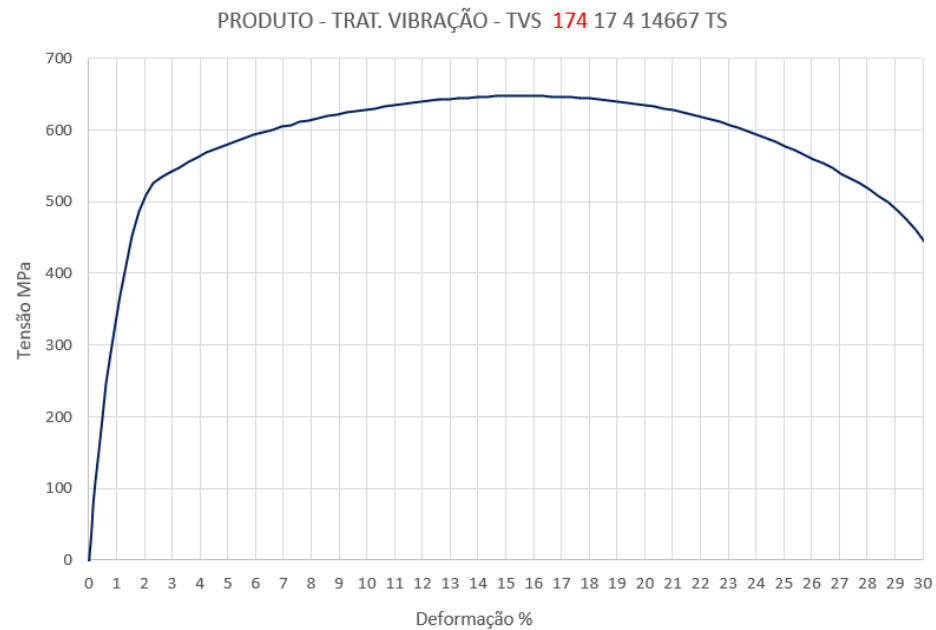
$$\sigma_R = 661 \text{ MPa}; \quad \sigma_y = 554 \text{ MPa}; \quad Al = 18,31\%$$



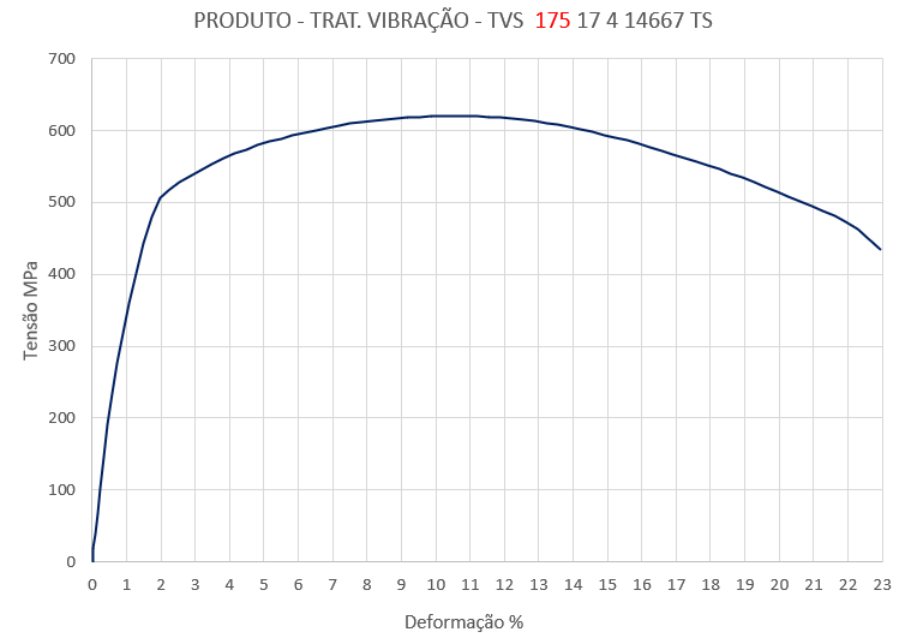
$$\sigma_R = 687 \text{ MPa}; \quad \sigma_y = 561 \text{ MPa}; \quad Al = 21,00\%$$

OBS. A tensão de escoamento σ_y é uma tensão aparente, determinada apenas, para análise do comportamento da junta soldada.

Figura 133. Gráficos dos Resultados dos ensaios de tração transversal à solda circunferencial. Corpo de provas plano.



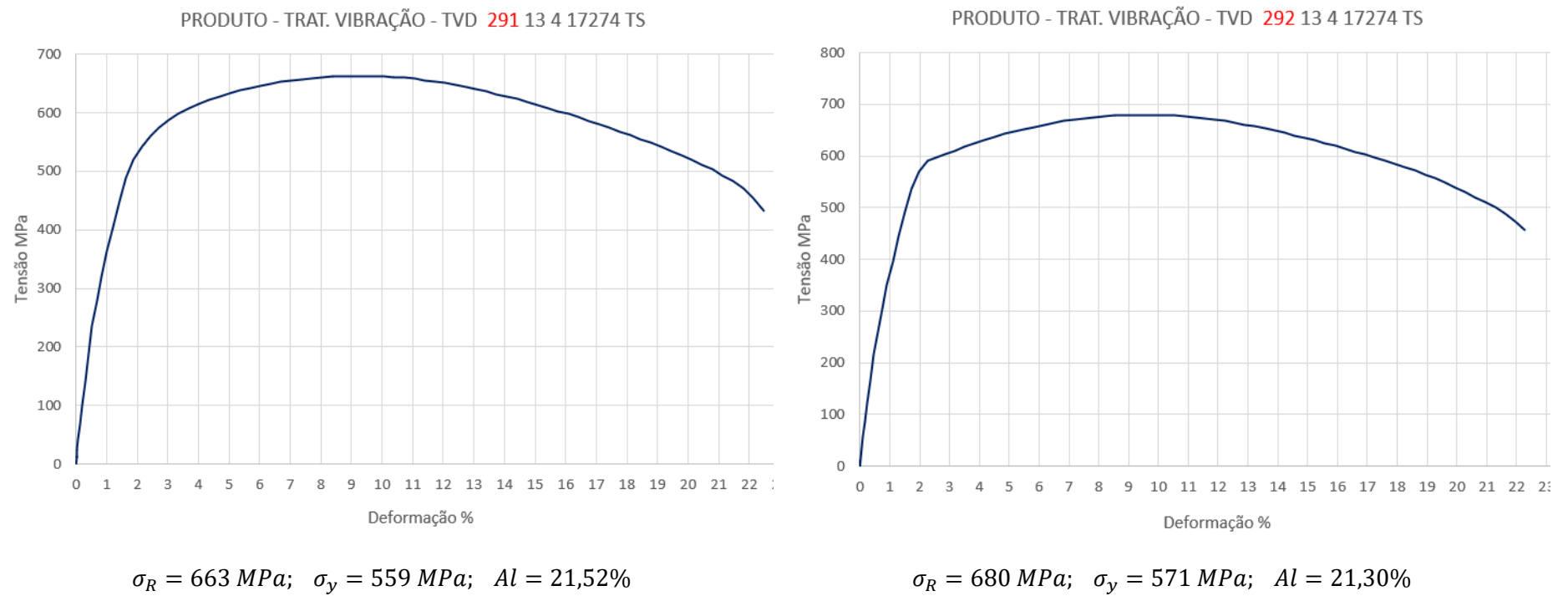
$$\sigma_R = 648 \text{ MPa}; \quad \sigma_y = 555 \text{ MPa}; \quad Al = 29,04\%$$



$$\sigma_R = 621 \text{ MPa}; \quad \sigma_y = 553 \text{ MPa}; \quad Al = 21,99\%$$

OBS. A tensão de escoamento σ_y é uma tensão aparente, determinada apenas, para análise do comportamento da junta soldada.

Figura 134. Gráficos dos Resultados dos ensaios de tração transversal à solda circunferencial. Corpo de provas plano.



OBS. A tensão de escoamento σ_y é uma tensão aparente, determinada apenas, para análise do comportamento da junta soldada.

APÊNDICE D. TABELAS DE RESULTADOS DOS ENSAIOS DE CTOD.

Tabela 52. Resultados dos ensaios de CTOD.

TABELA 1

CONDIÇÃO	Tubo	Posição	CTOD Amostra 1		CTOD Amostra 2		CTOD Amostra 3		Modo Amostra 1	Modo Amostra 2	Modo Amostra 3
TVD	TVD	CTOD ZTA Tubo	0,83	δ_m	0,91	δ_u	1,00	δ_m	Carga Máxima	Pop-in	Carga Máxima
TVD	TVD	CTOD DE SOLDA	0,50	δ_u	0,54	δ_m	0,60	δ_m	Pop-in	Carga Máxima	Carga Máxima
TVD	TVD	CTOD ZTA Conector	0,43	δ_m	0,09	δ_c	0,10	δ_c	Carga Máxima	Pop-in	Pop-in
ST	ST	CTOD ZTA Tubo	0,95	δ_m	0,98	δ_m	0,95	δ_m	Carga Máxima	Carga Máxima	Carga Máxima
ST	ST	CTOD DE SOLDA	0,50	δ_m	0,51	δ_m	0,49	δ_m	Carga Máxima	Carga Máxima	Carga Máxima
ST	ST	CTOD ZTA Conector	0,28	δ_m	0,28	δ_m	0,32	δ_m	Carga Máxima	Carga Máxima	Carga Máxima

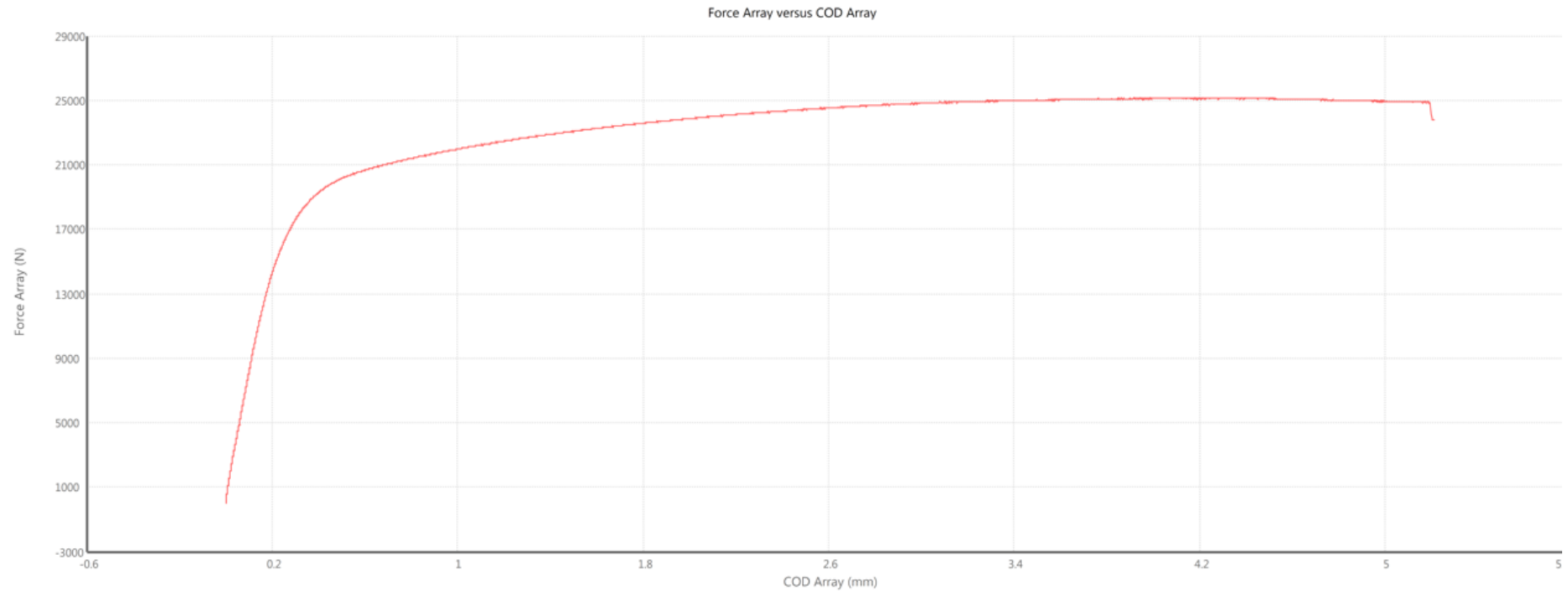
TABELA 2

CONDIÇÃO	Tubo	Posição	CTOD Amostra 1		CTOD Amostra 2		CTOD Amostra 3		Modo Amostra 1	Modo Amostra 2	Modo Amostra 3
TVS	TVS	CTOD ZTA Tubo	0,32	δ_u	0,32	δ_u	0,89	δ_m	Pop-in	Pop-in	Carga Máxima
TVS	TVS	CTOD DE SOLDA	0,72	δ_m	0,73	δ_m	0,77	δ_m	Carga Máxima	Carga Máxima	Carga Máxima
TVS	TVS	CTOD ZTA Conector	0,07	δ_c	0,09	δ_c	0,09	δ_c	Pop-in	Pop-in	Pop-in
TT	TT	CTOD ZTA Tubo	0,19	δ_c	0,30	δ_u	0,46	δ_u	Pop-in	Pop-in	Pop-in
TT	TT	CTOD DE SOLDA	0,42	δ_m	0,62	δ_m	0,69	δ_m	Carga Máxima	Carga Máxima	Carga Máxima
TT	TT	CTOD ZTA Conector	0,14	δ_c	0,27	δ_u	0,36	δ_m	Pop-in	Pop-in	Carga Máxima

APÊNDICE E. GRÁFICOS DE CTOD, CARGA VERSUS ABERTURA DO SENSOR CLIP GAGE.

Figura 135. Gráficos Carga P versus Clip gage-V. Produto ST - Sem Tratamento – 17 4 7441 - **Região da ZTAT.**

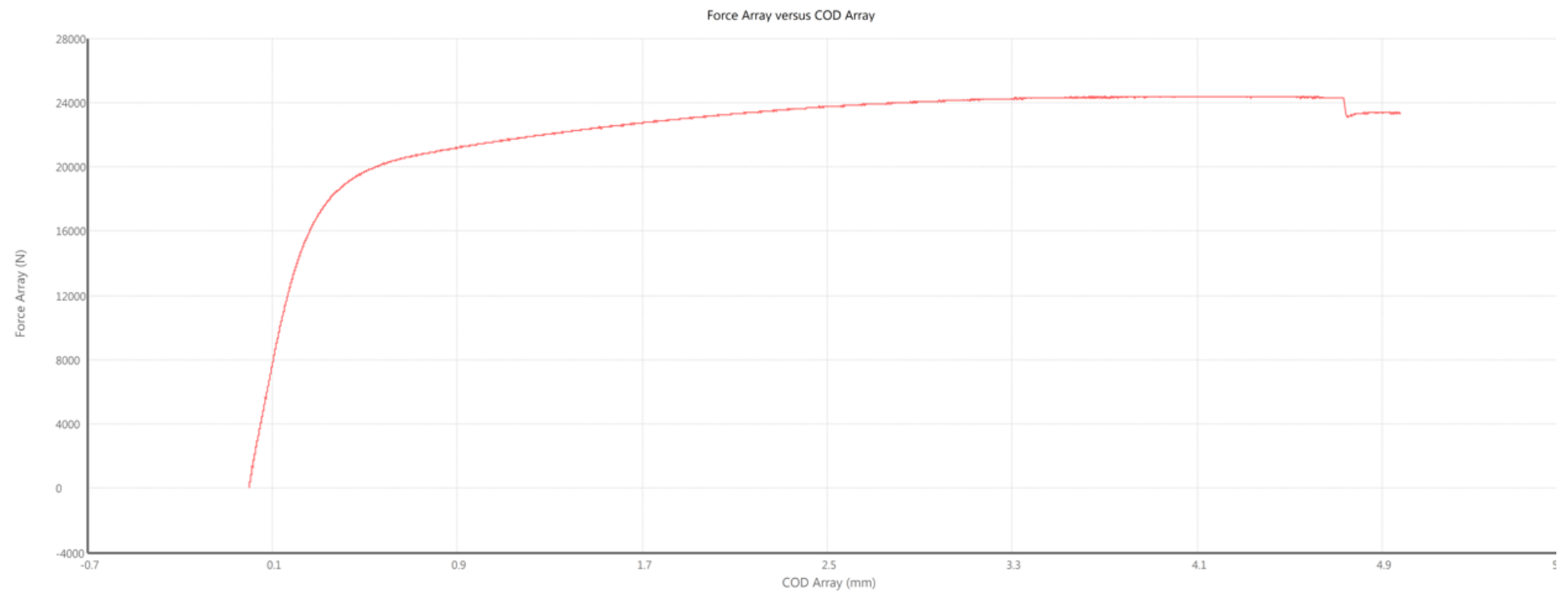
a) Produto ST - **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP01.



$$\text{ZTAT} - \text{CP 01} - f(a_0/W) = 3,13 - k = 1,841 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_p = 3,688 \text{ mm} - F_Q = 25.130 \text{ N} - \delta_m = 0,95 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

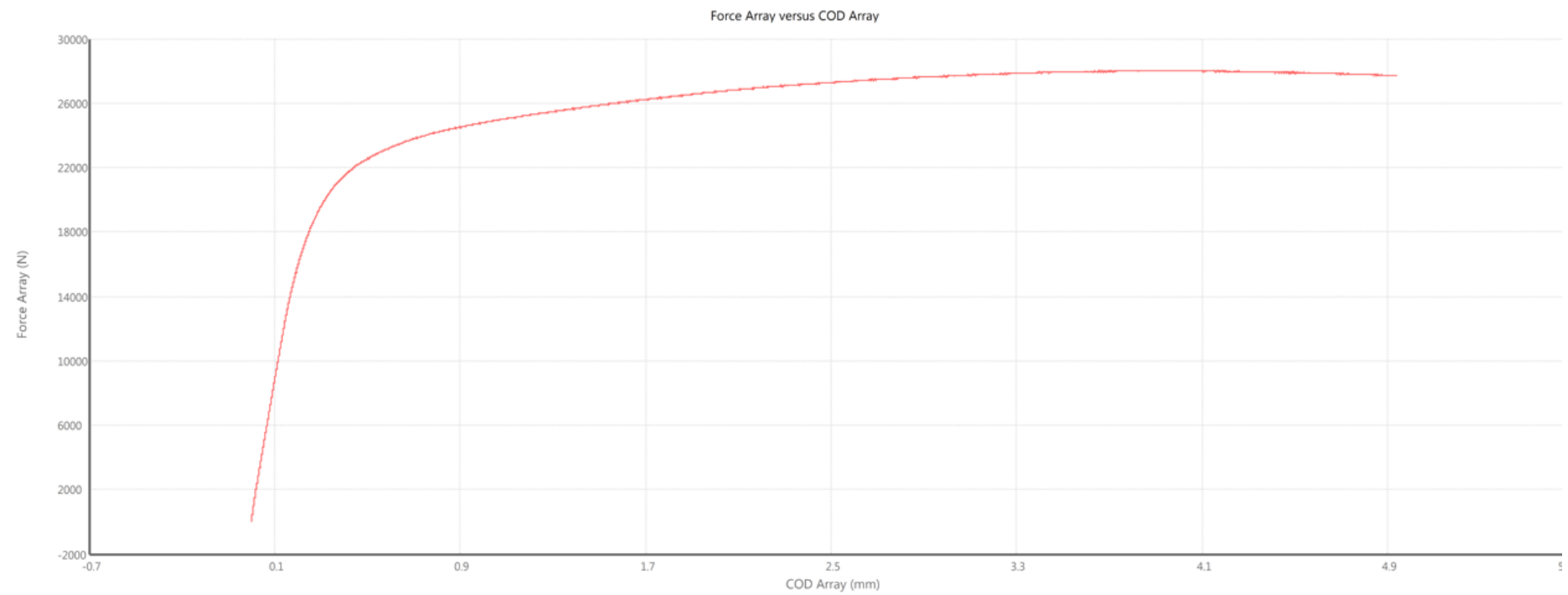
b) Produto ST - **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP02.



$$ZTAT - CP\ 02 - f(a_0/W) = 3,23 - k = 1,896\ MPa \cdot m^{0,5} \cdot s^{-1} - V_p = 3,825\ mm - F_Q = 24.377\ N - \delta_m = 0,95\ mm$$

Fonte: AUTOR (2023)

c) Produto ST - **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP03.

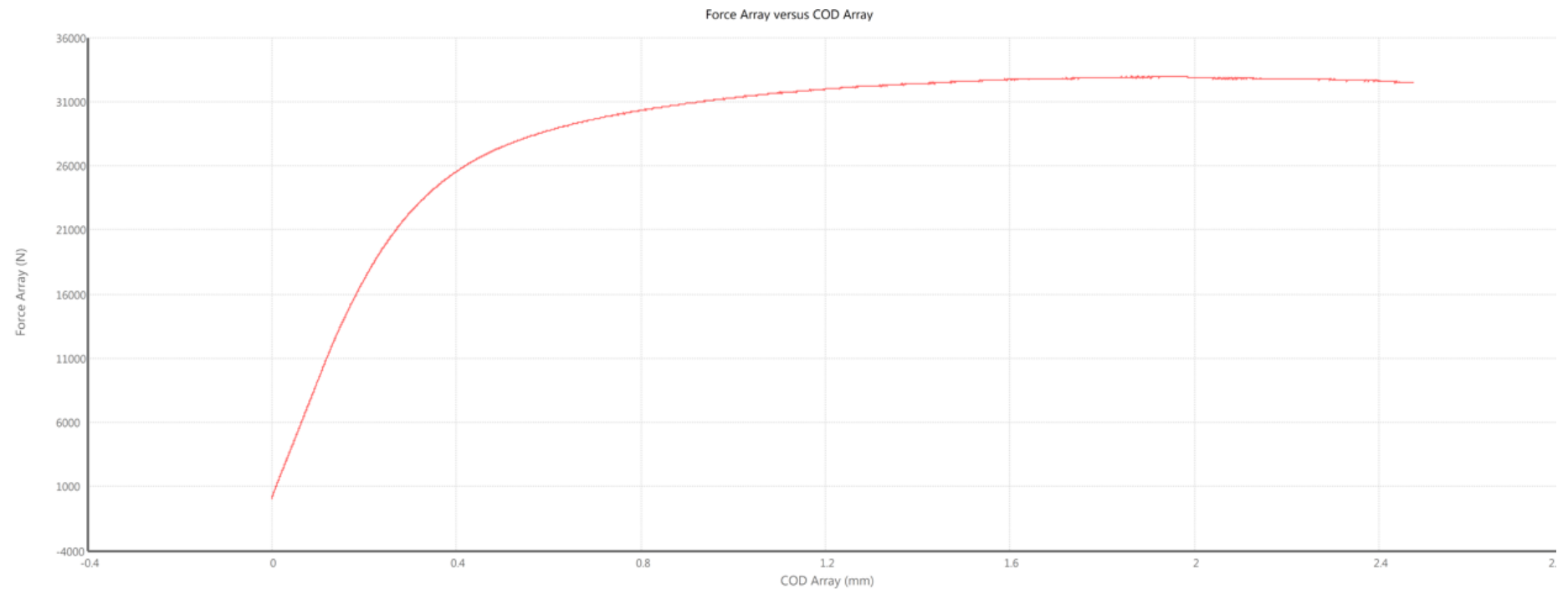


$$\text{ZTAT} - \text{CP 03} - f(a_0/W) = 2,95 - k = 1,931 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_P = 3,624 \text{ mm} - F_Q = 28.028 \text{ N} - \delta_m = 0,98 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

Figura 136. Gráficos Carga P versus Clip gage-V. Produto ST - Sem Tratamento – 17 4 7441 – **Região da SOLDA.**

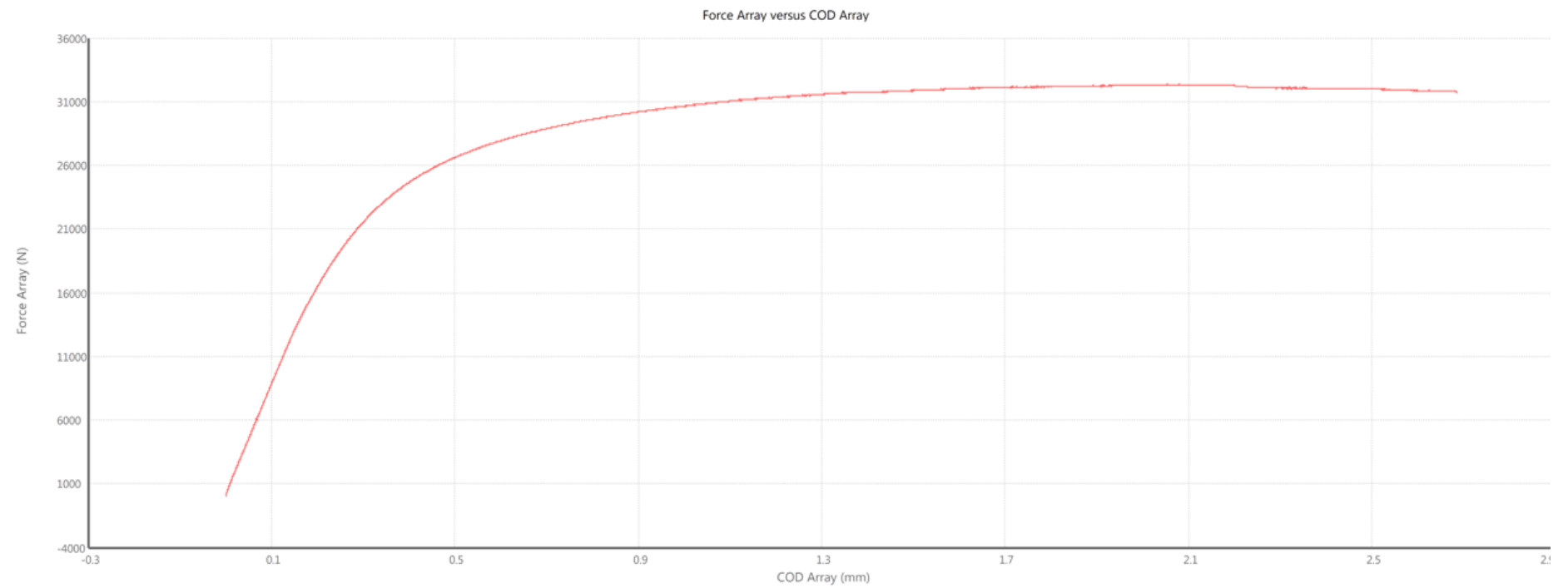
a) Produto ST - **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP01.



SOLDA – CP 01 – $f(a_0/W) = 2,81$ – $k = 1,674 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$ – $V_p = 1,614 \text{ mm}$ – $F_Q = 32.965 \text{ N}$ – $\delta_m = 0,49 \text{ mm}$

Fonte: AUTOR (2023)

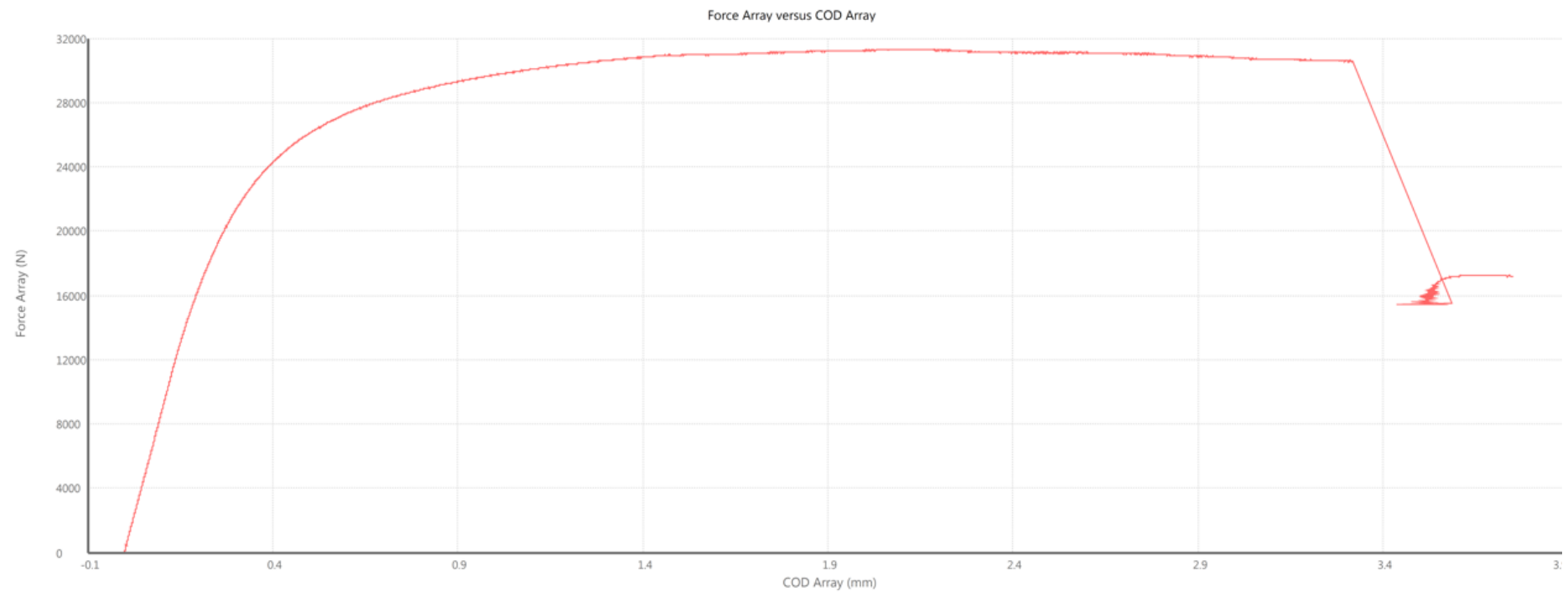
b) Produto ST - **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP02.



SOLDA – CP 02 – $f(a_0/W) = 2,89$ – $k = 1,699 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$ – $V_p = 1,686 \text{ mm}$ – $F_Q = 32.350 \text{ N}$ – $\delta_m = 0,50 \text{ mm}$

Fonte: AUTOR (2023)

c) Produto ST - **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP03.

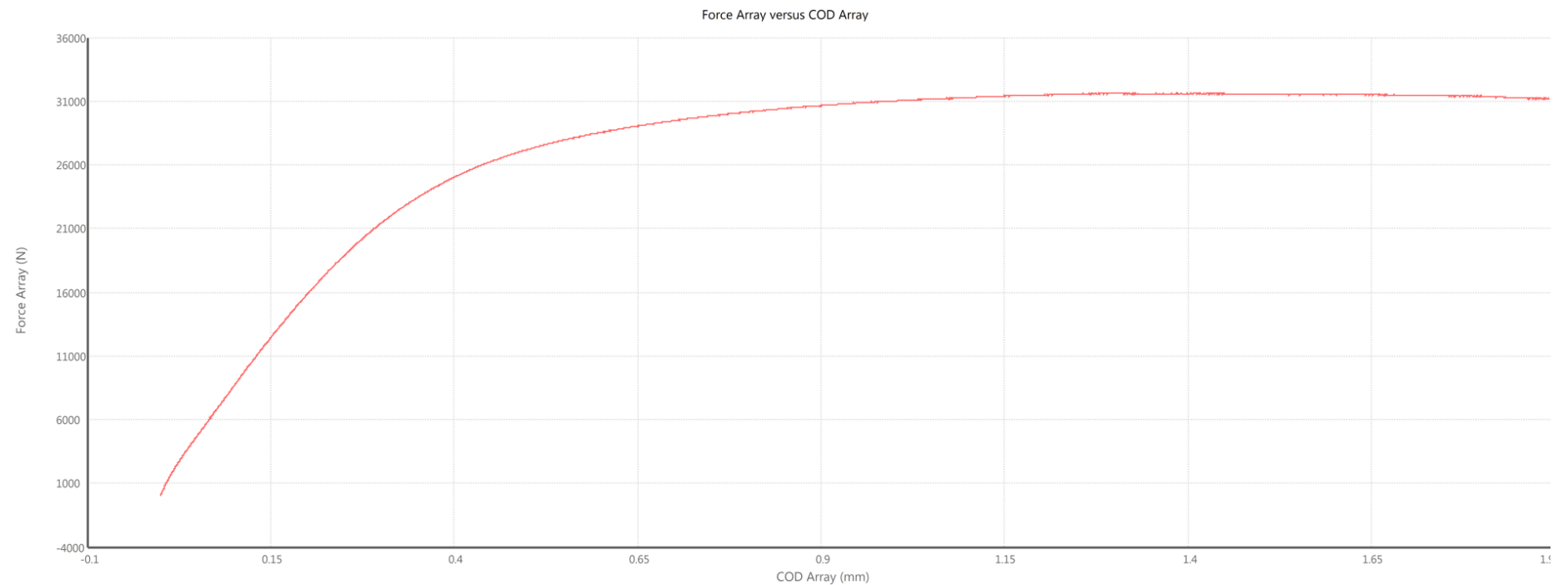


SOLDA – CP 03 – $f(a_0/W) = 2,88$ – $k = 1,789 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$ – $V_p = 1,730 \text{ mm}$ – $F_Q = 31.312 \text{ N}$ – $\delta_m = 0,51 \text{ mm}$

Fonte: AUTOR (2023)

Figura 137. Gráficos Carga P versus Clip gage-V. Produto ST - Sem Tratamento – 17 4 7441 - **Região da ZTAC.**

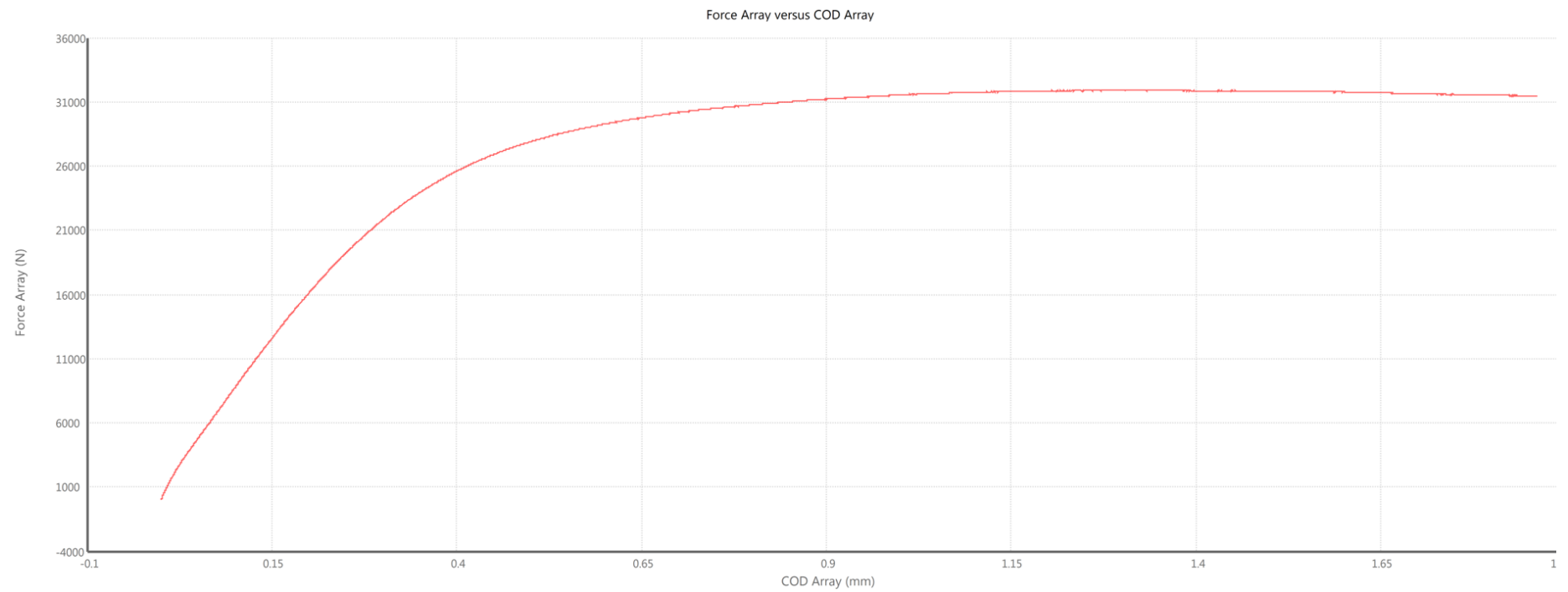
a) Produto ST - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP01.



$$\text{ZTAC} - \text{CP 01} - f(a_0/W) = 3,10 - k = 1,819 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_P = 0,929 \text{ mm} - F_Q = 31,627 \text{ N} - \delta_m = 0,28 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

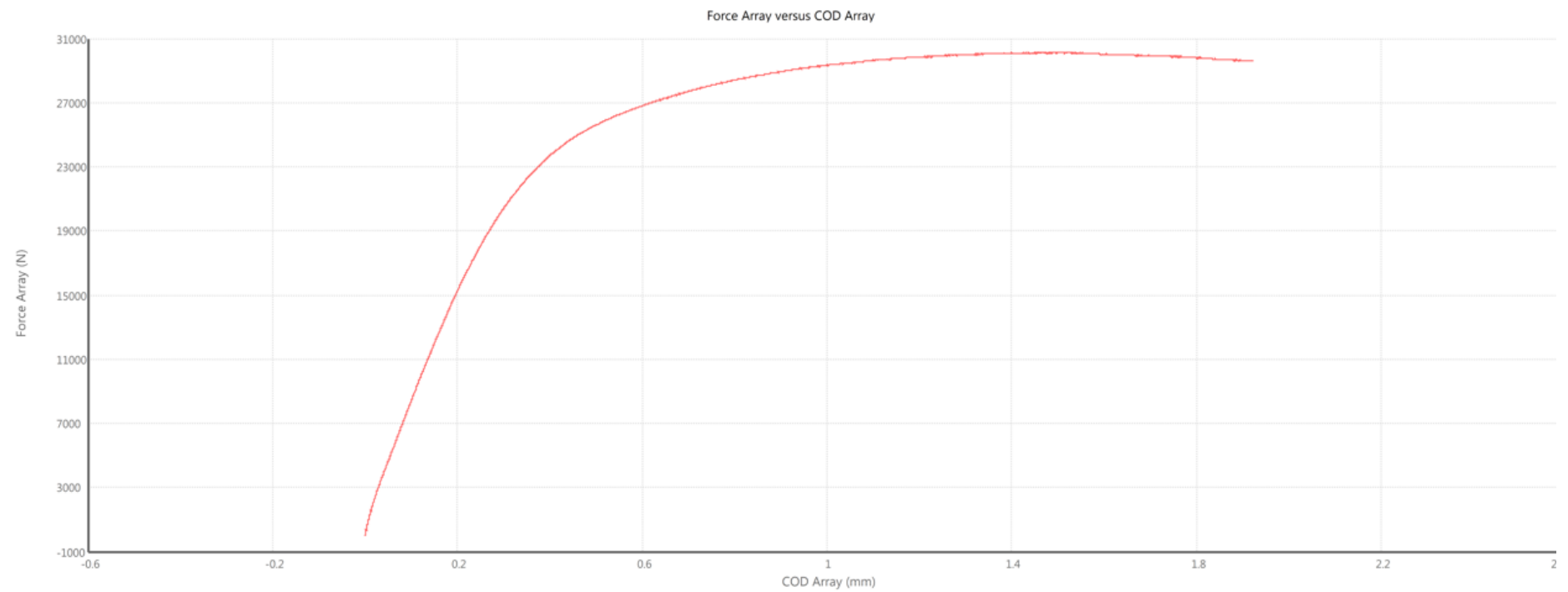
b) Produto ST - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP02.



$$ZTAC - CP\ 02 - f(a_0/W) = 3,09 - k = 1,840\ MPa.m^{0,5}.s^{-1} - V_P = 0,940\ mm - F_Q = 31.920\ N - \delta_m = 0,28\ mm$$

Fonte: AUTOR (2023)

c) Produto ST - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP03.

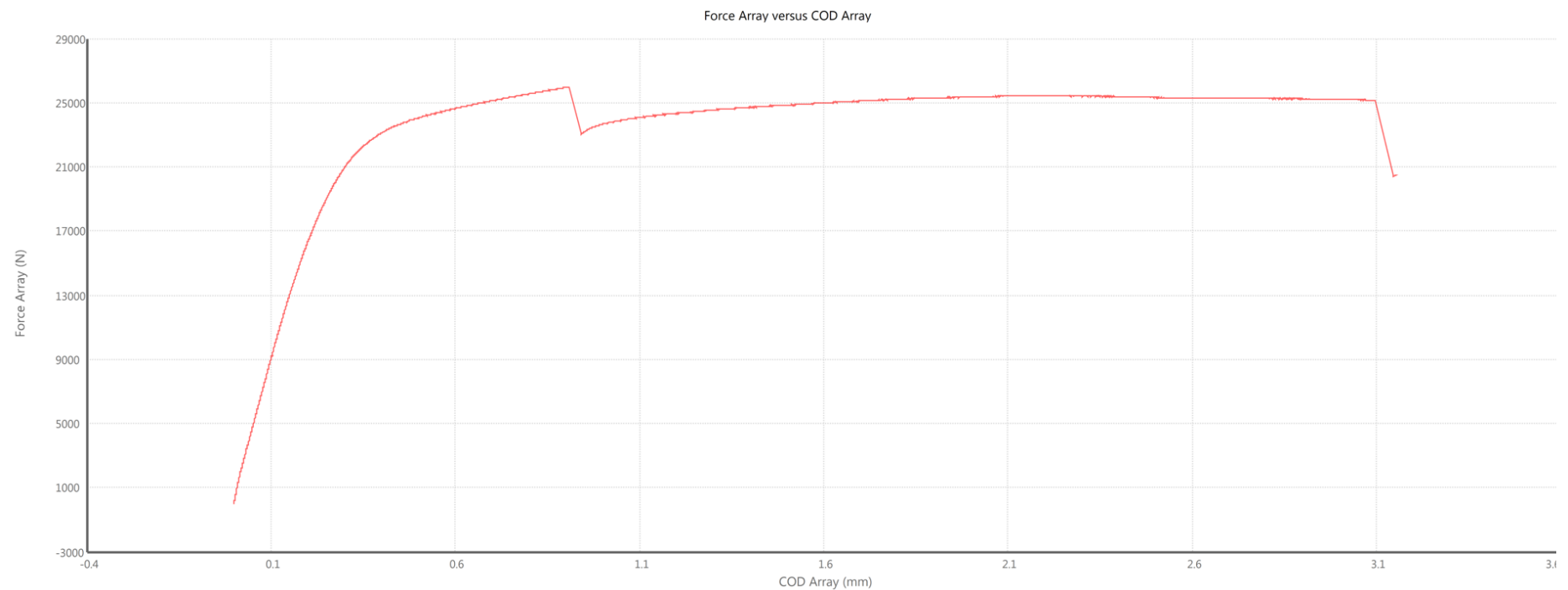


$$\mathbf{ZTAC - CP\ 03 - } f(a_0/W) = 3,12 - k = 1,854 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_p = 1,147 \text{ mm} - F_Q = 30.130 \text{ N} - \delta_m = \mathbf{0,32 \text{ mm}}$$

Fonte: AUTOR (2023)

Figura 138. Gráficos Carga P versus Clip gage-V. Produto TT - com Tratamento Térmico –17 4 7315 – **Região da ZTAT.**

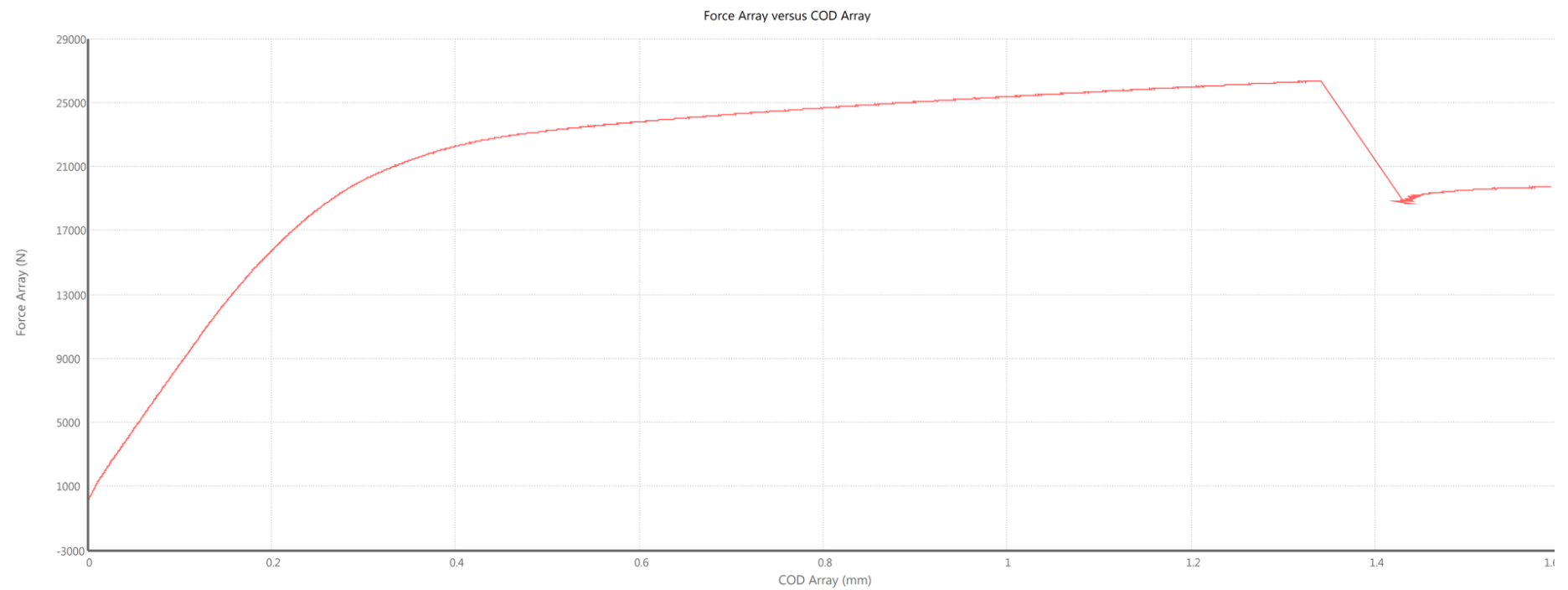
a) Produto TT - **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP01.



$$\text{ZTAT} - \text{CP 01} - f(a_0/W) = 3,02 - k = 2,096 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_p = 0,618 \text{ mm} - F_Q = 25.986 \text{ N} - \delta_c = 0,19 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

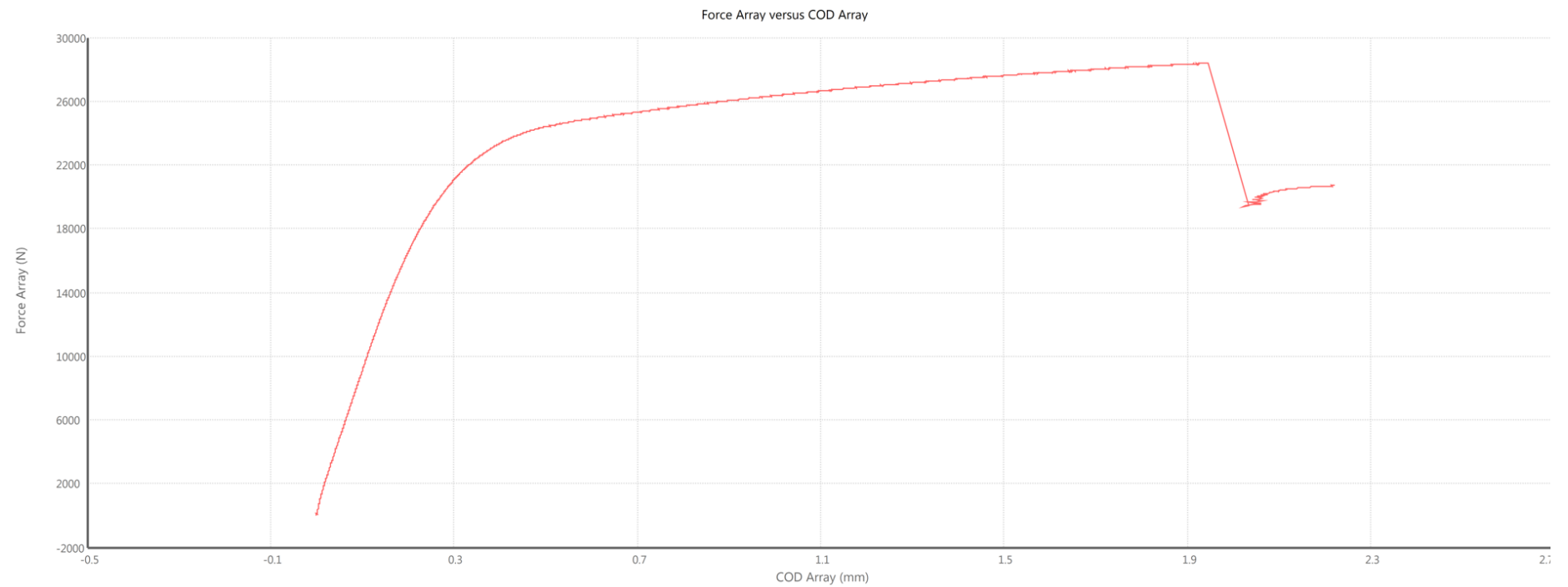
b) Produto TT - **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP02.



$$\mathbf{ZTAT - CP\ 02 - } f(a_0/W) = 2,93 \text{ - } k = 2,006 \text{ MPa} \cdot m^{0,5} \cdot s^{-1} \text{ - } V_P = 1,030 \text{ mm} \text{ - } F_Q = 26.350 \text{ N} \text{ - } \delta_u = 0,30 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

c) Produto TT - **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP03.

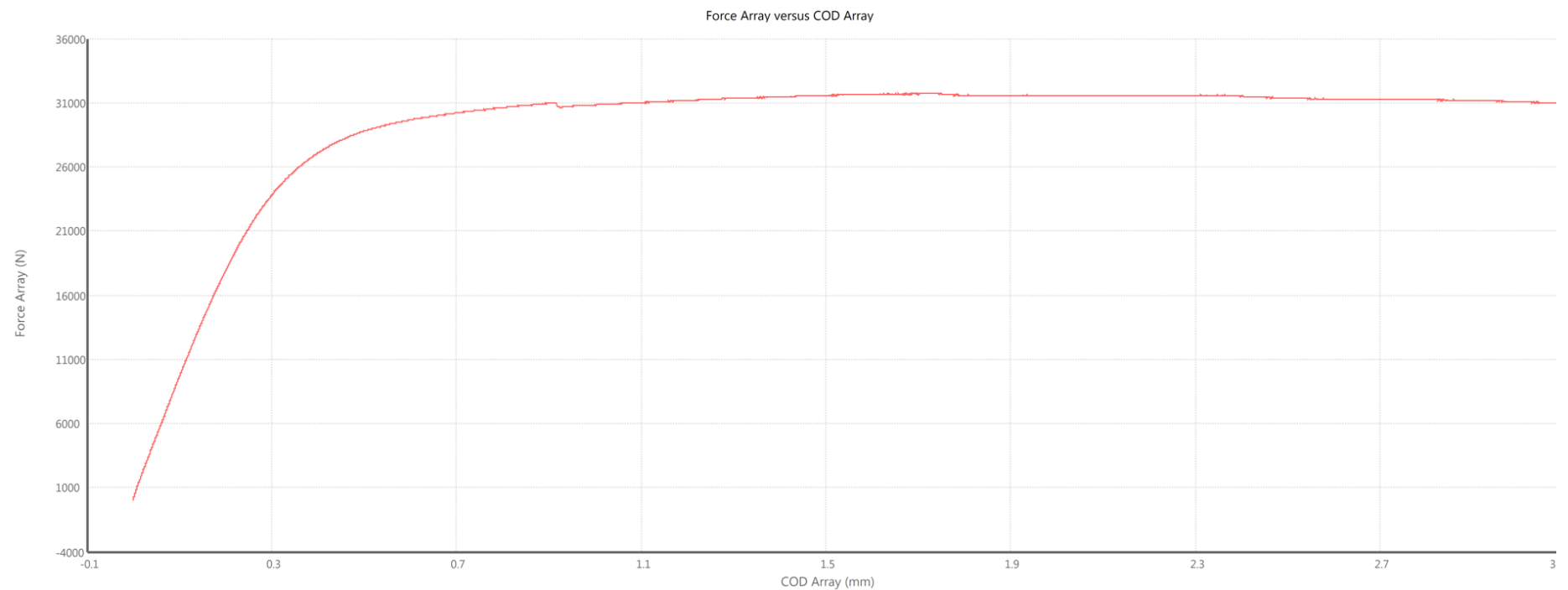


ZTAT – CP 03 – $f(a_0/W) = 2,97$ – $k = 2,076 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$ – $V_P = 1,627 \text{ mm}$ – $F_Q = 28.392 \text{ N}$ – $\delta_u = 0,46 \text{ mm}$

Fonte: AUTOR (2023)

Figura 139. Gráficos Carga P versus Clip gage-V. Produto TT - com Tratamento Térmico –17 4 7315 – **Região da SOLDA.**

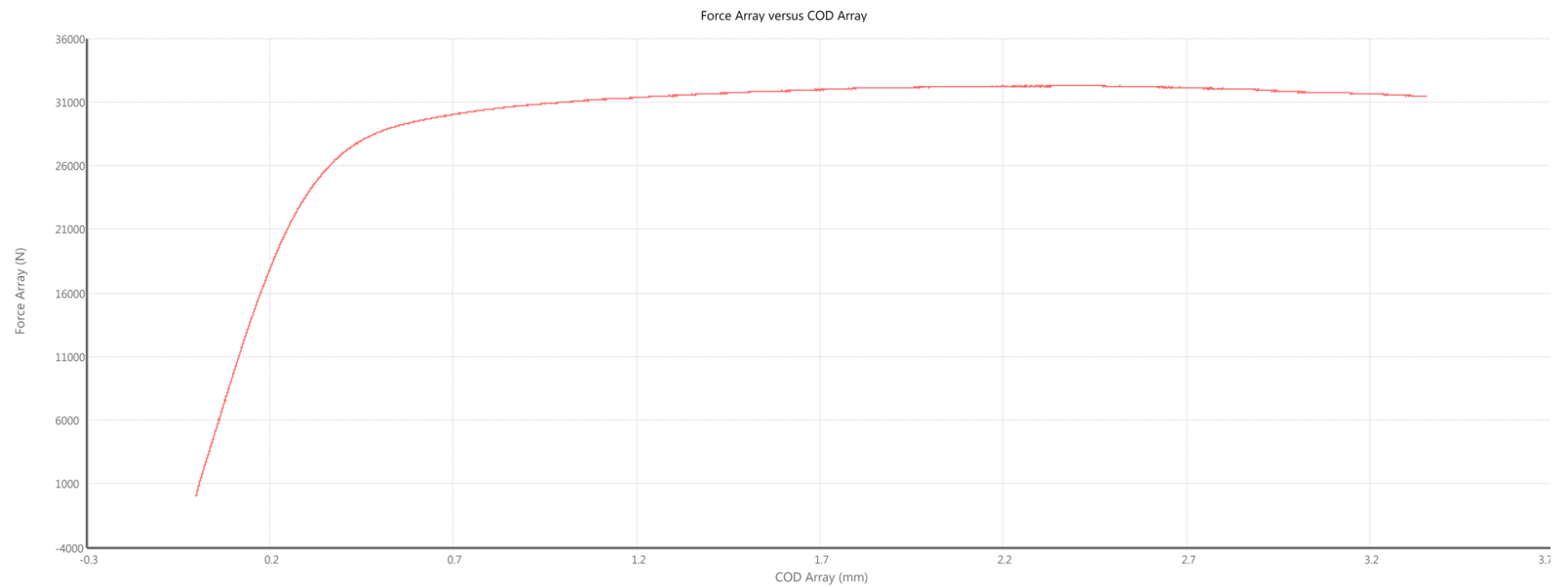
a) Produto TT – **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP01.



$$\text{SOLDA} - \text{CP 01} - f(a_0/W) = 2,84 - k = 2,081 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_p = 1,318 \text{ mm} - F_Q = 31,722 \text{ N} - \delta_m = 0,42 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

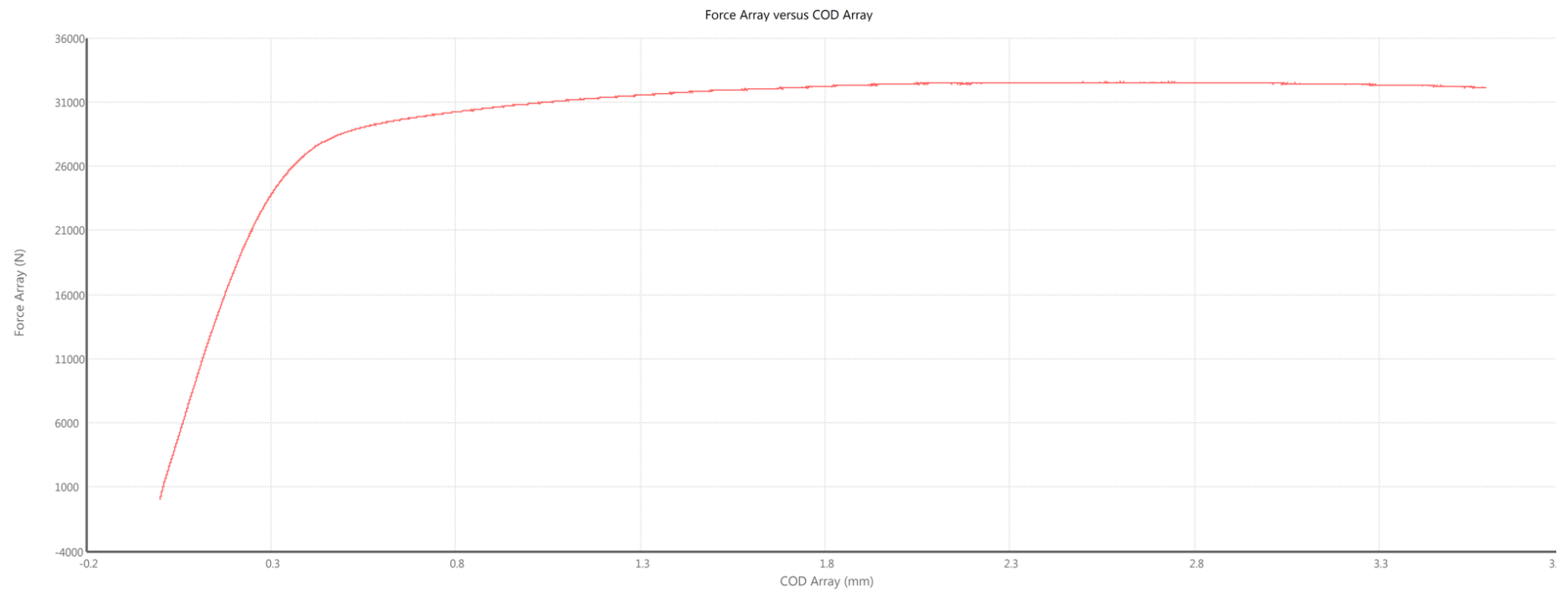
b) Produto TT – **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP02.



SOLDA – CP 02 – $f(a_0/W) = 2,80$ – $k = 2,086 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$ – $V_p = 2,111 \text{ mm}$ – $F_Q = 32.300 \text{ N}$ – $\delta_m = 0,62 \text{ mm}$

Fonte: AUTOR (2023)

c) Produto TT – **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP03.

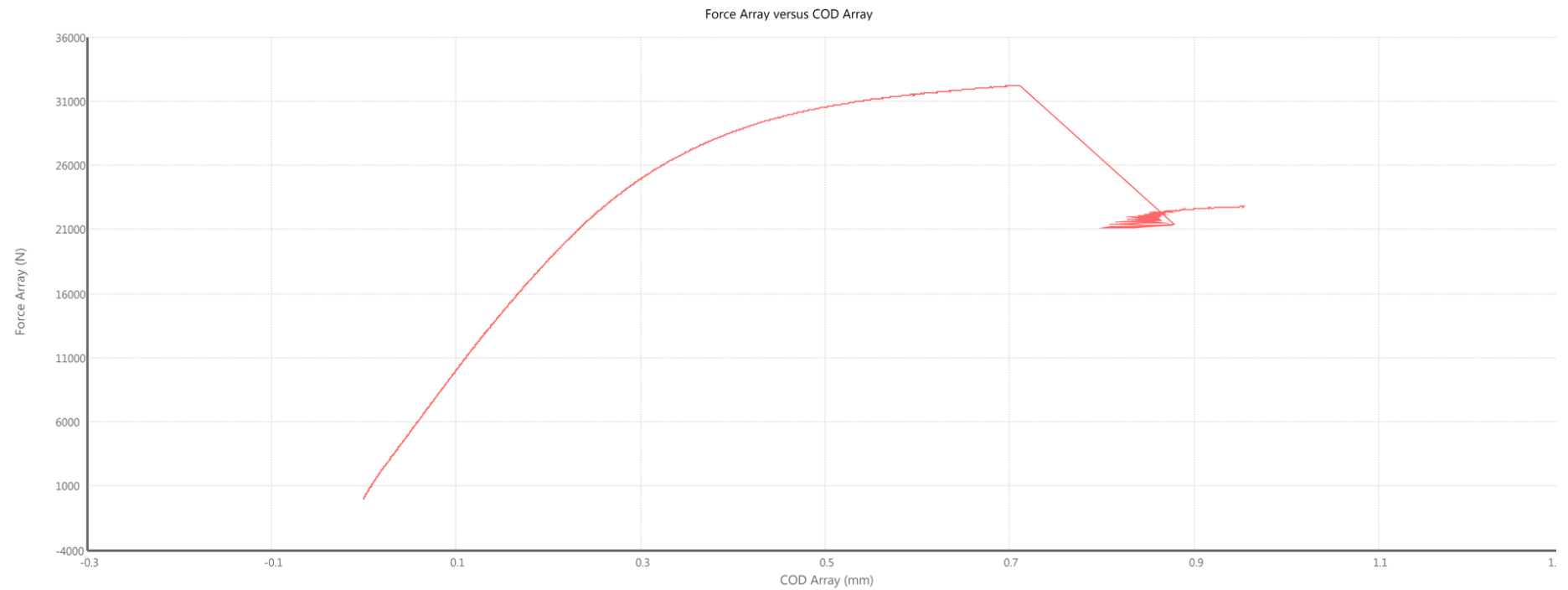


SOLDA – CP 03 – $f(a_0/W) = 2,82$ – $k = 2,070 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$ – $V_p = 2,369 \text{ mm}$ – $F_Q = 32.538 \text{ N}$ – $\delta_m = 0,69 \text{ mm}$

Fonte: AUTOR (2023)

Tabela 140. Gráficos Carga P versus Clip gage-V. **Produto TT - com Tratamento Térmico — 17 4 7315 – Região da ZTAC.**

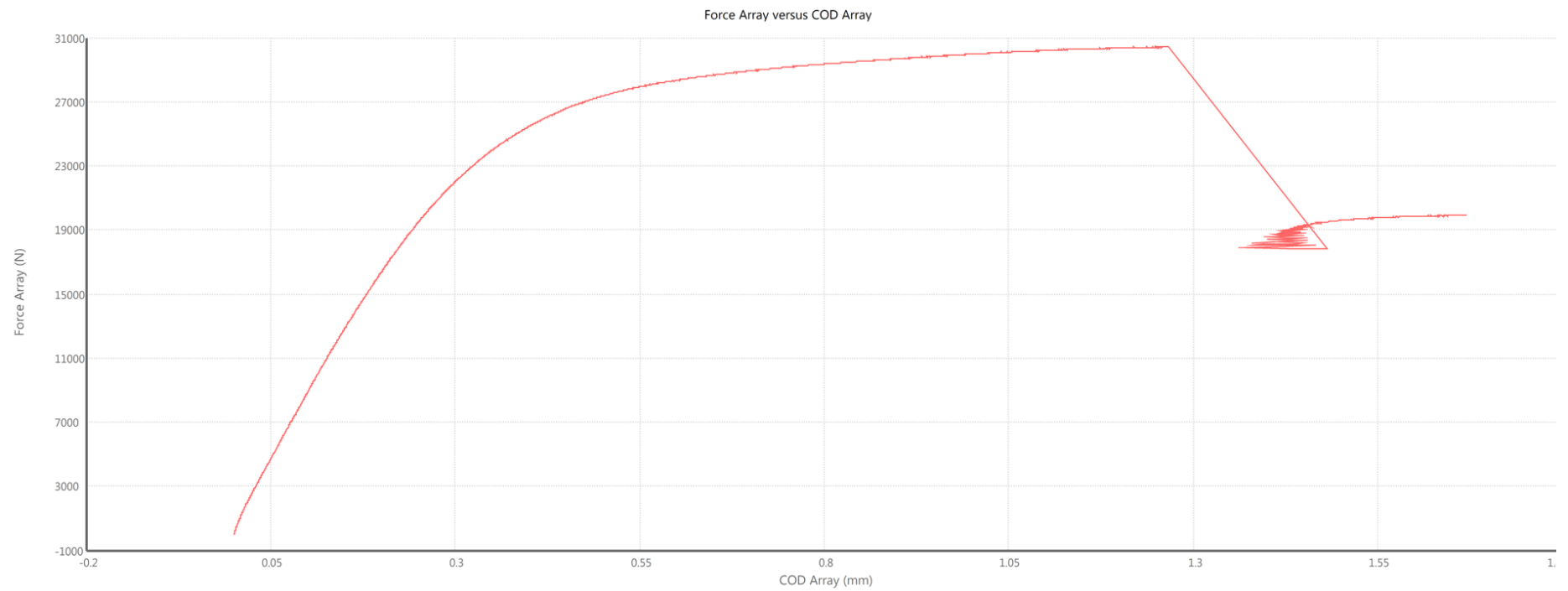
a) Produto TT – **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP01.



$$\mathbf{ZTAC - CP\ 01 - } f(a_0/W) = 2,75 \text{ - } k = 2,008 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} \text{ - } V_P = 0,388 \text{ mm} \text{ - } F_Q = 32.244 \text{ N} \text{ - } \delta_c = \mathbf{0,14 \text{ mm}}$$

Fonte: AUTOR (2023)

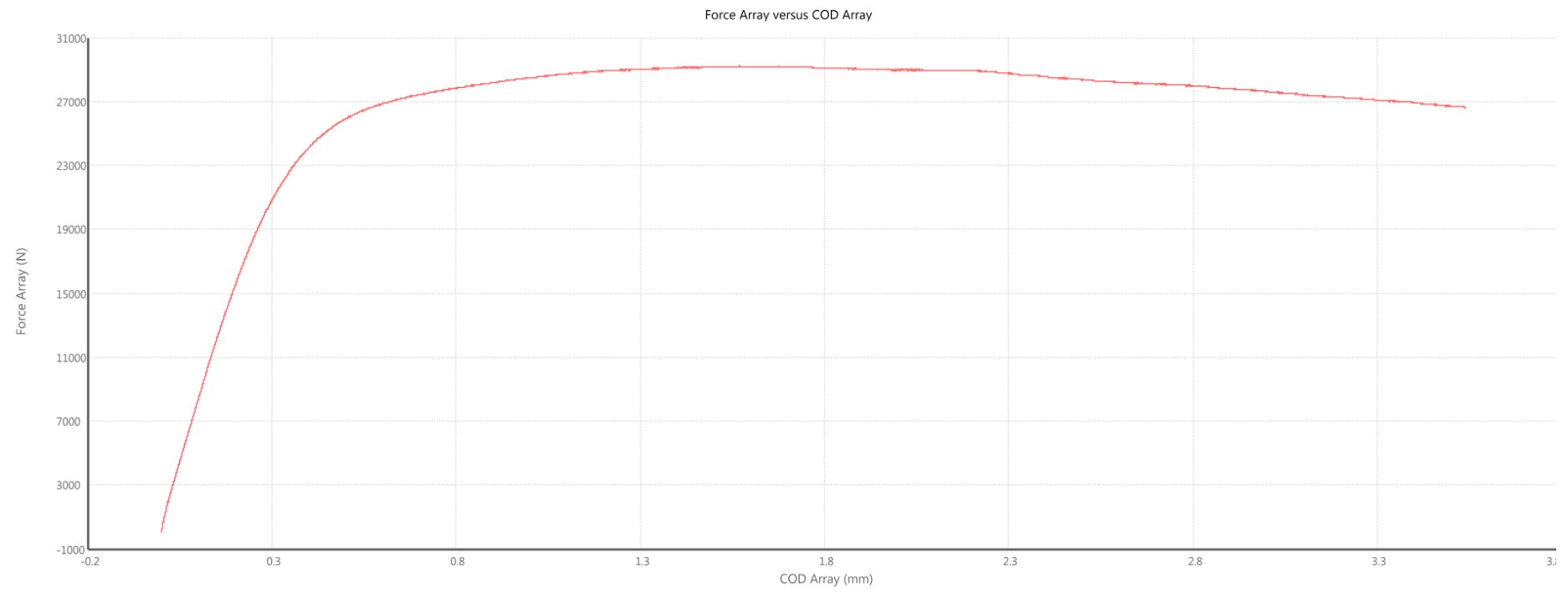
b) Produto TT – **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP02.



$$\mathbf{ZTAC - CP\ 02 - } f(a_0/W) = 2,97 - k = 2,128 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_p = 0,918 \text{ mm} - F_Q = 30.431 \text{ N} - \delta_u = 0,27 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

c) Produto TT – **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP03.

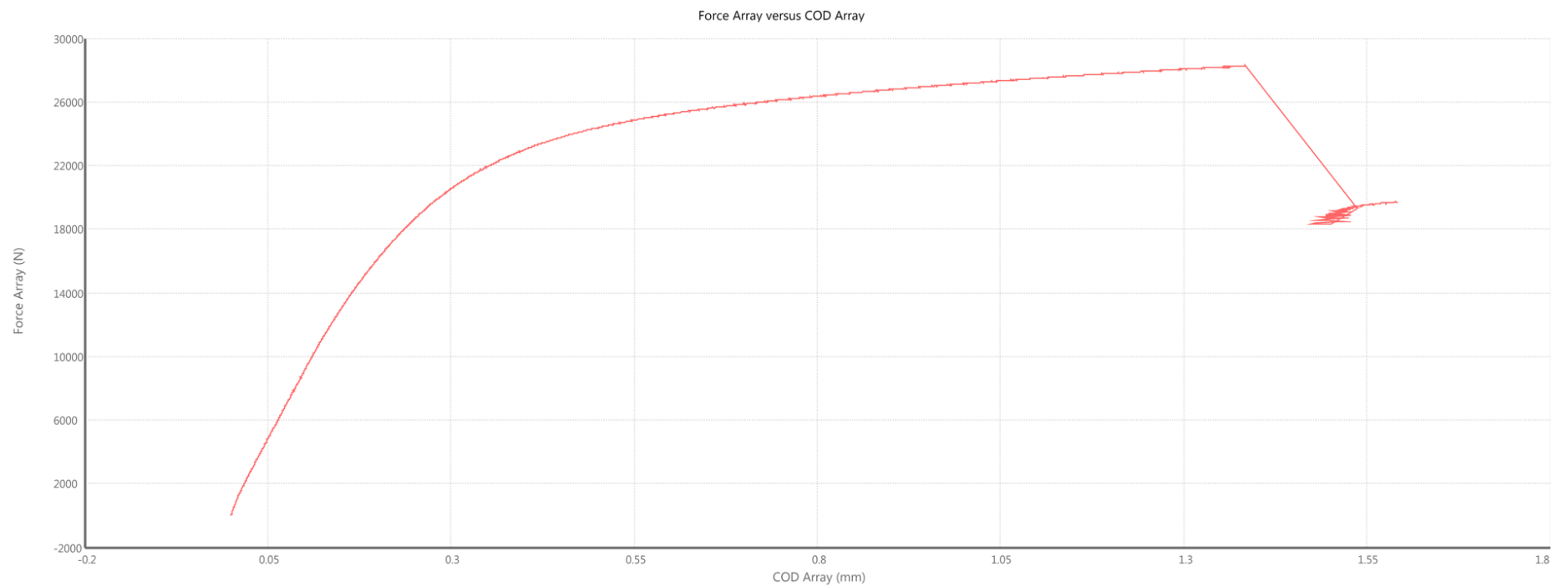


$$\mathbf{ZTAC - CP\ 03 - } f(a_0/W) = 3,14 - k = 2,158 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_p = 1,322 \text{ mm} - F_Q = 29.199 \text{ N} - \delta_m = 0,36 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

Tabela 141. Gráficos de carga P versus clip gage-V. **Produto TVS — 17 4 14667 — Tratamento Vibração Simples — Região da ZTAT.**

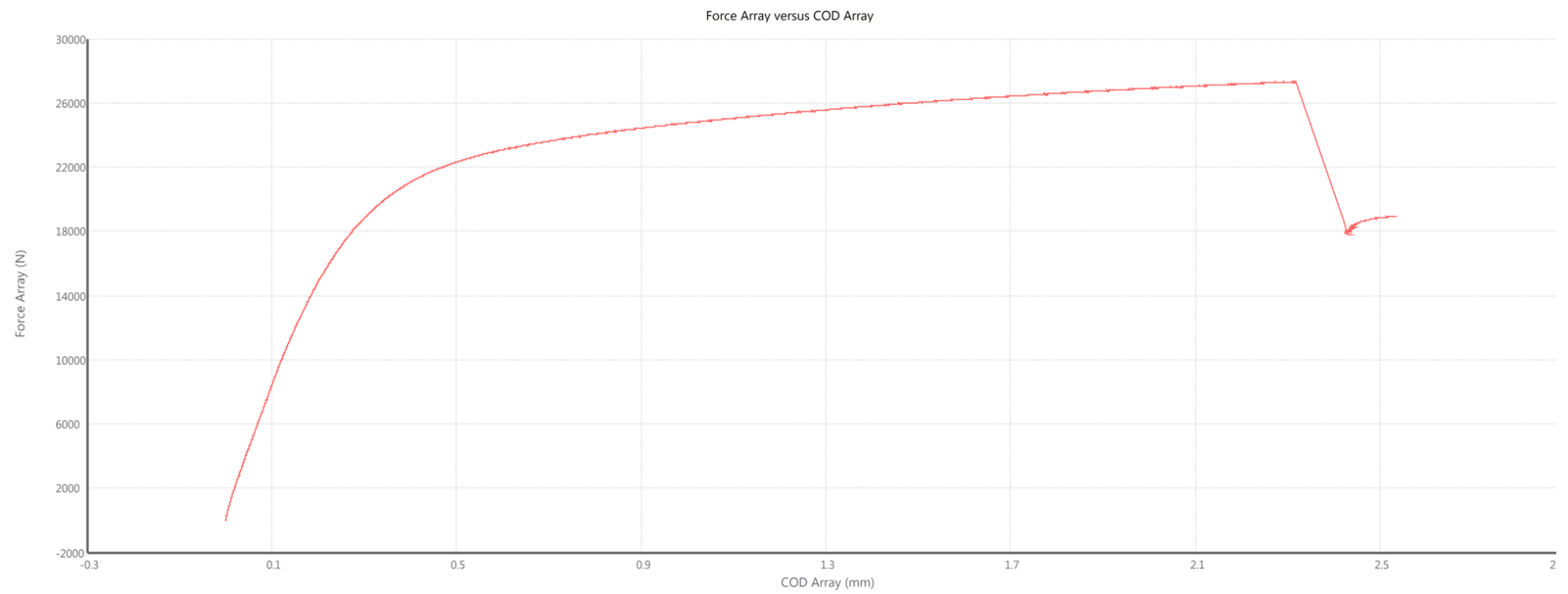
a) Produto TVS – **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP01.



$$\text{ZTAT} - \text{CP 01} - f(a_0/W) = 2,97 - k = 2,091 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_p = 1,071 \text{ mm} - F_Q = 28.277 \text{ N} - \delta_u = 0,32 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

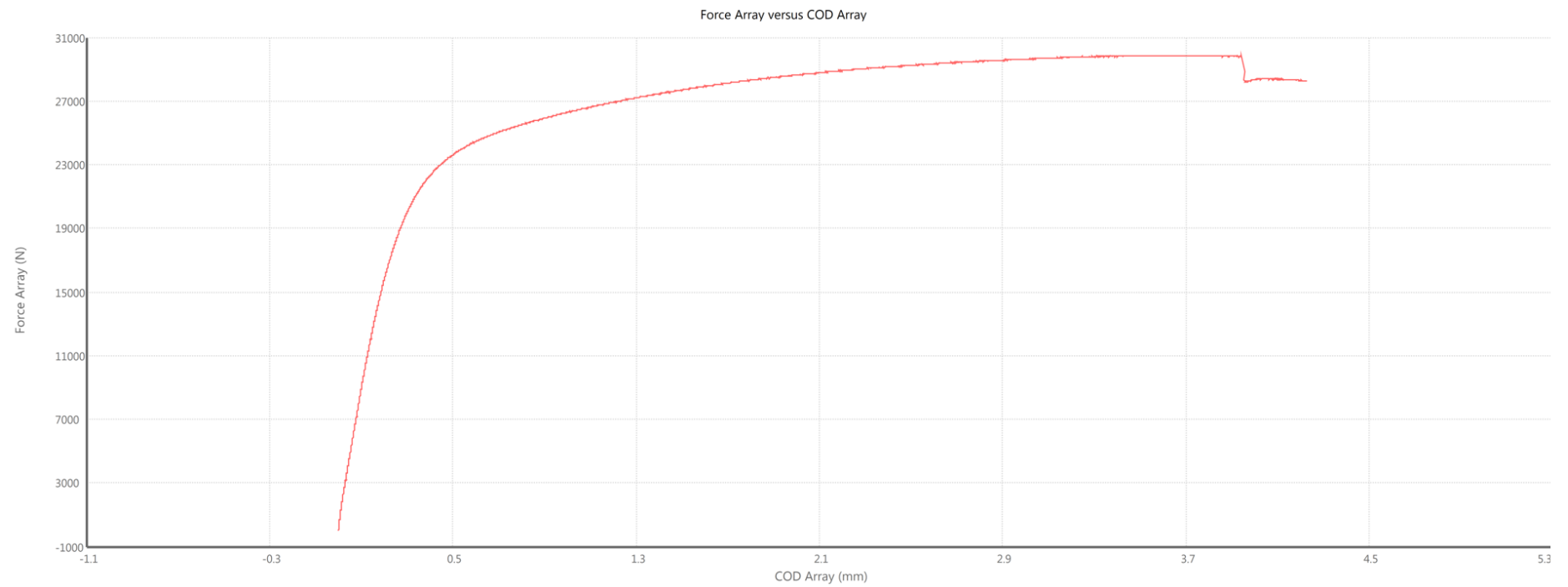
b) Produto TVS – **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP02.



$ZTAT - CP\ 02 - f(a_0/W) = 3,13 - k = 2,146\ MPa \cdot m^{0,5} \cdot s^{-1} - V_P = 1,986\ mm - F_Q = 27.326\ N - \delta_u = 0,53\ mm$

Fonte: AUTOR (2023)

c) Produto TVS – **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP03.

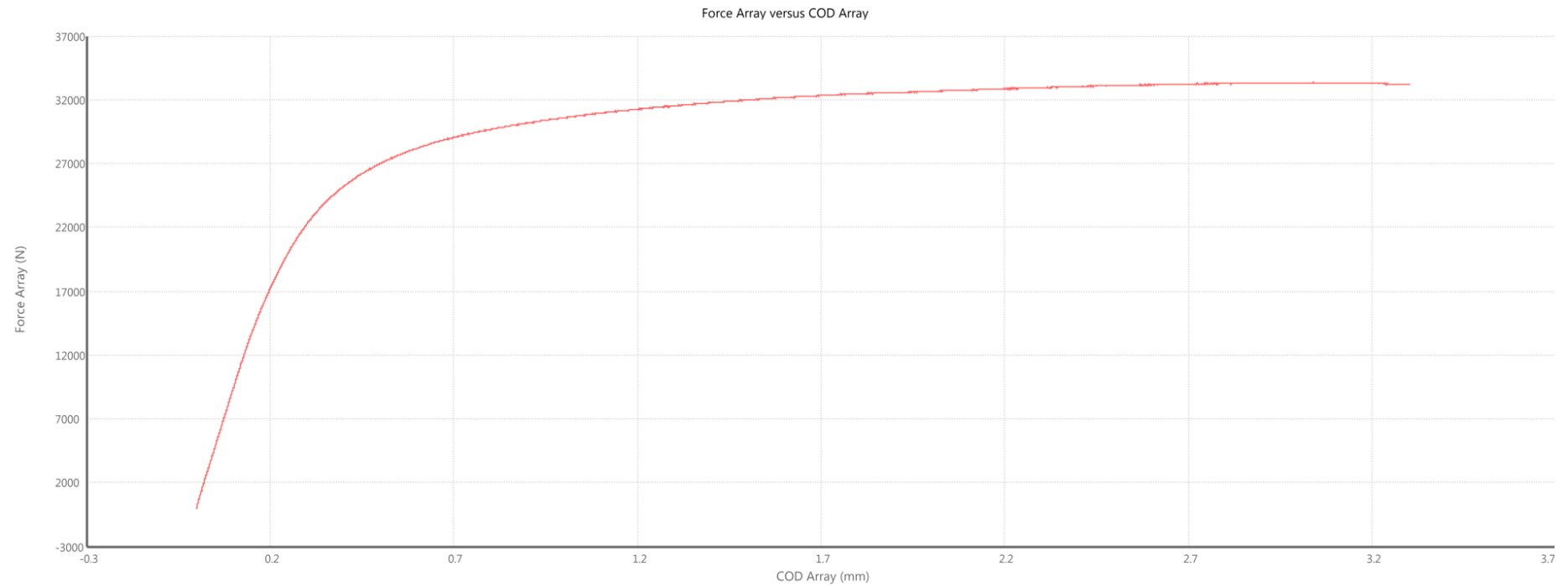


$$\mathbf{ZTAT - CP\ 03 - } f(a_0/W) = 3,01 - k = 2,089 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_p = 3,301 \text{ mm} - F_Q = 29.867 \text{ N} - \delta_m = \mathbf{0,89 \text{ mm}}$$

Fonte: AUTOR (2023)

Figura 142. Gráficos de carga P versus clip gage-V. **Produto TVS - Tratamento Vibração Simples -17 4 14667- Região da SOLDA.**

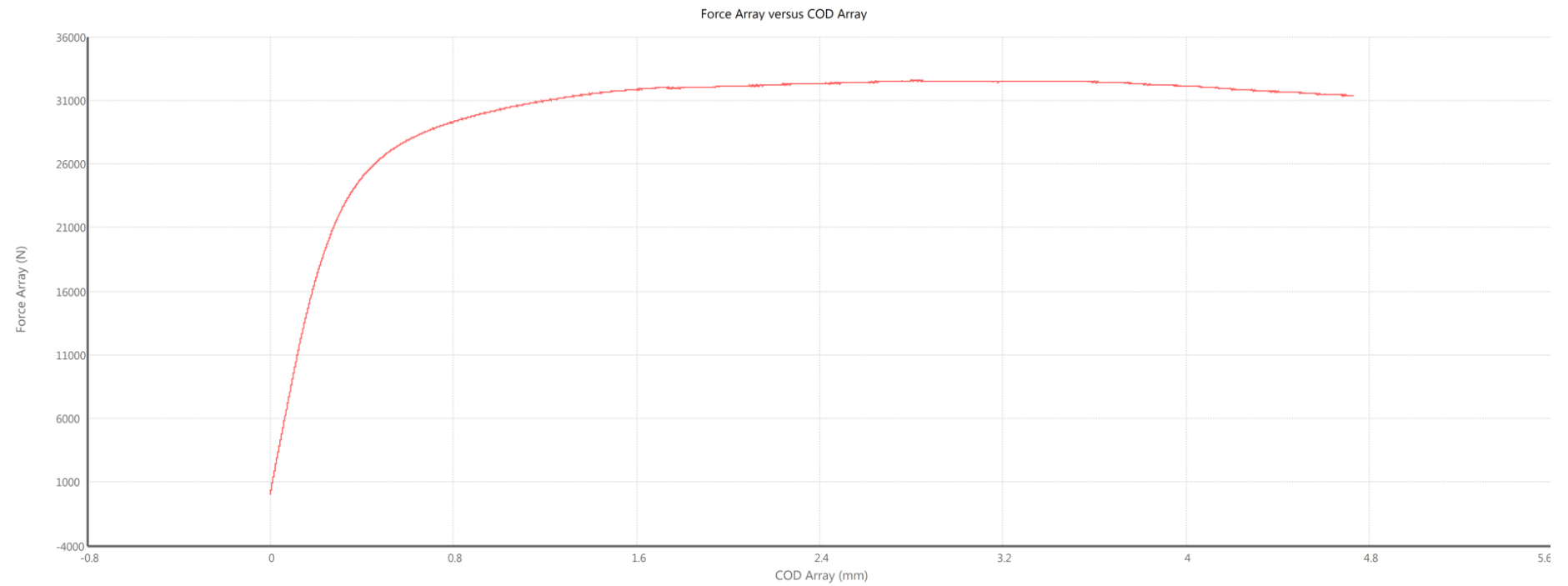
a) Produto TVS – **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP01.



$$\text{SOLDA} - \text{CP 01} - f(a_0/W) = 2,83 - k = 1,987 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_p = 2,473 \text{ mm} - F_Q = 32.557 \text{ N} - \delta_m = 0,72 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

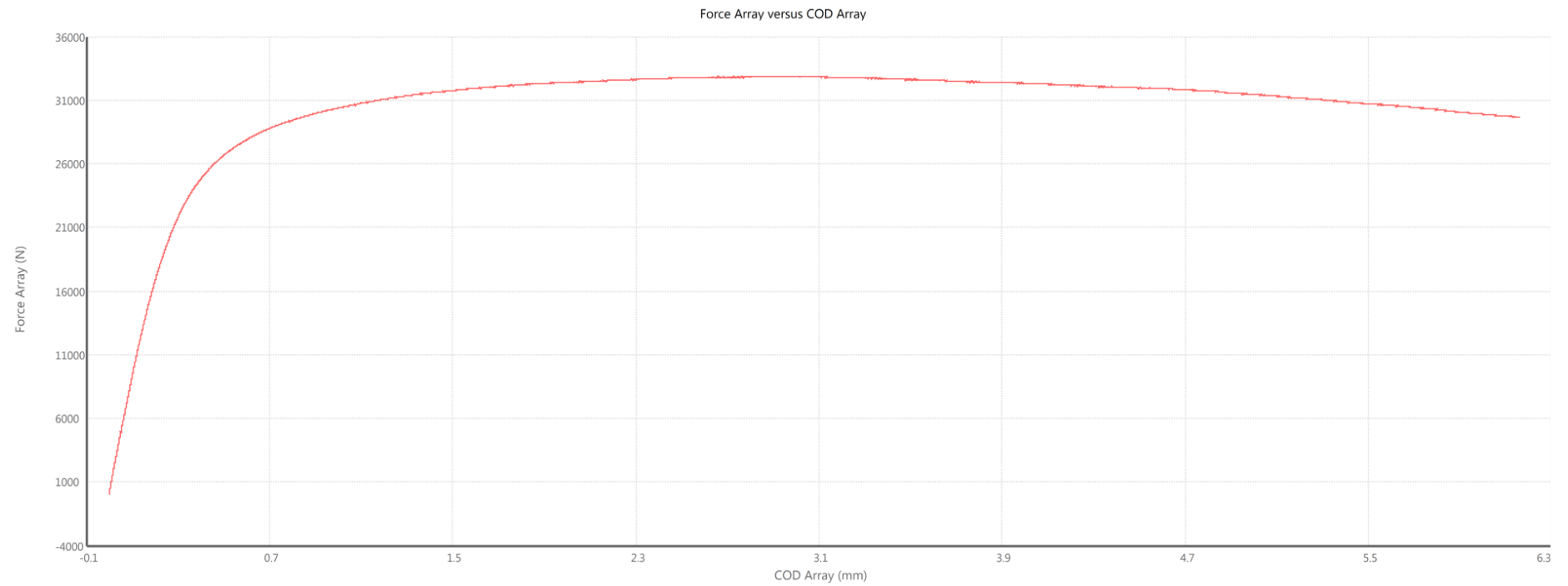
b) Produto TVS - **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP02.



SOLDA – CP 02 – $f(a_0/W) = 2,87$ – $k = 2,057 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$ – $V_p = 2,534 \text{ mm}$ – $F_Q = 32.863 \text{ N}$ – $\delta_m = 0,73 \text{ mm}$

Fonte: AUTOR (2023)

b) Produto TVS - **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP03.

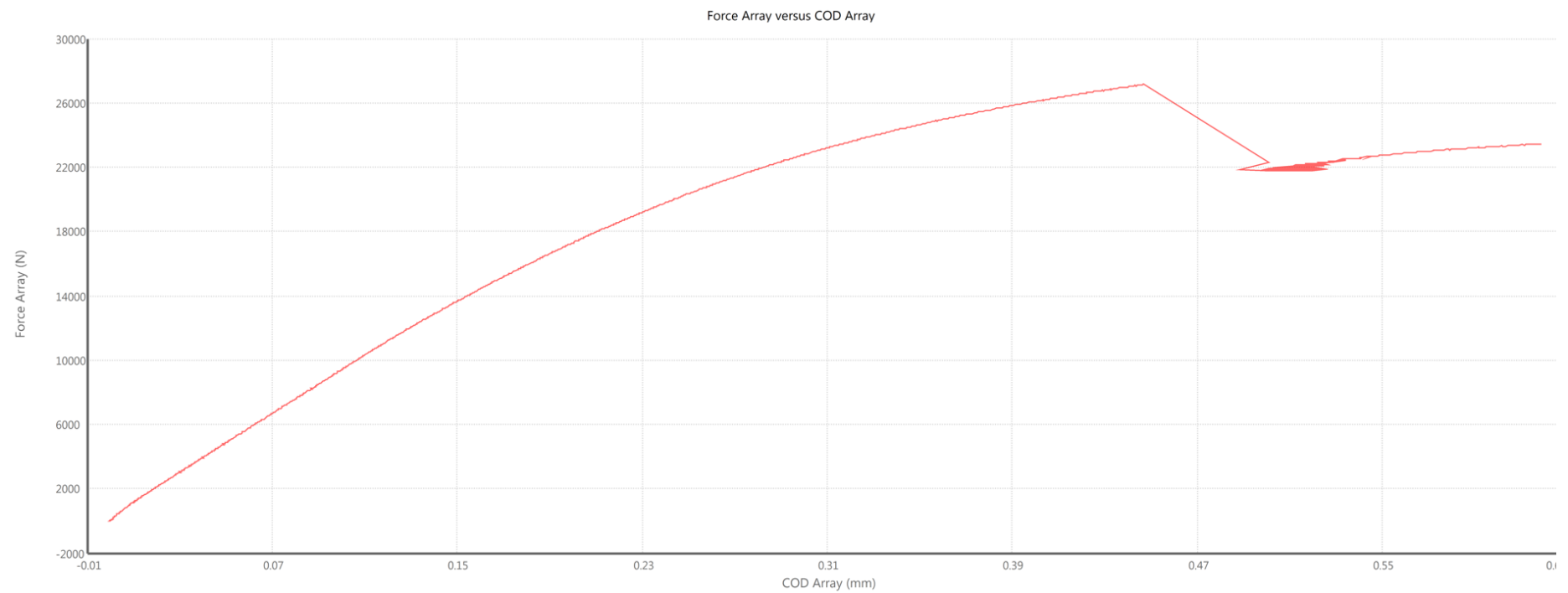


SOLDA – CP 03 – $f(a_0/W) = 2,84$ – $k = 2,047 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$ – $V_p = 2,683 \text{ mm}$ – $F_Q = 33.340 \text{ N}$ – $\delta_m = 0,77 \text{ mm}$

Fonte: AUTOR (2023)

Figura 143. Gráficos de carga versus abertura do sensor clip gage. **Produto TVS - Tratamento Vibração Simples -17 4 14667- Região da ZTAC.**

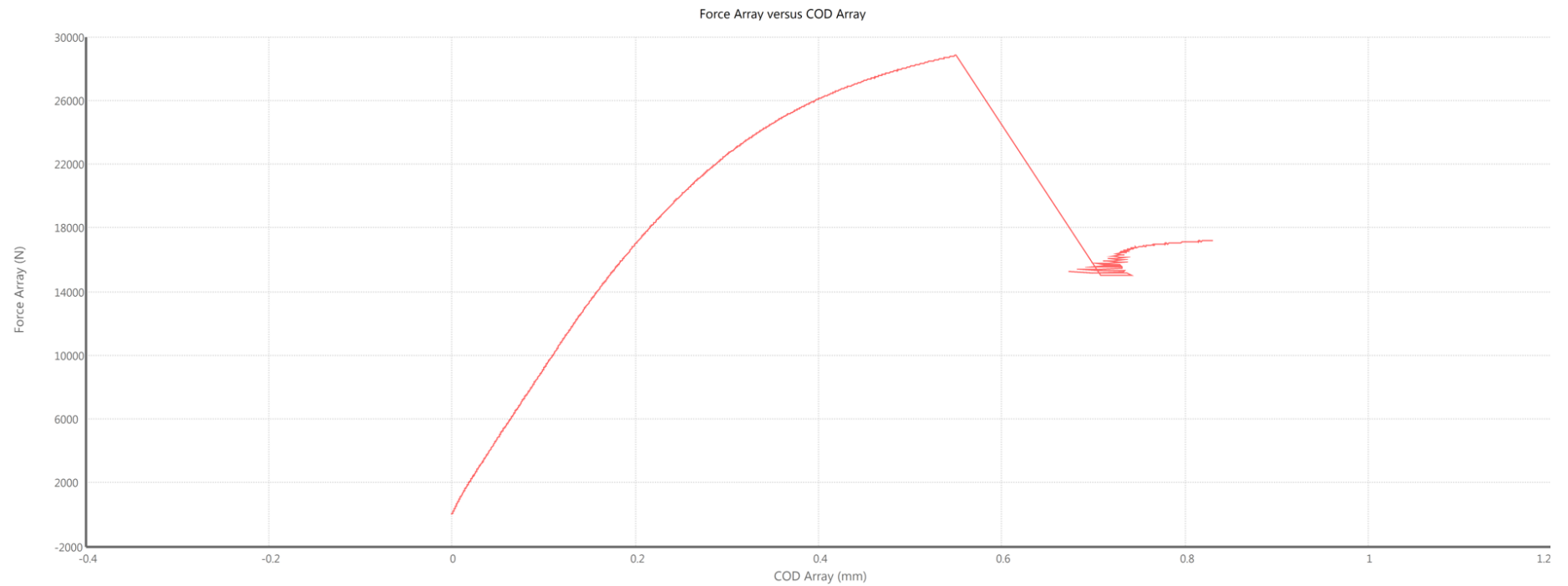
a) Produto TVS - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP01.



$$\text{ZTAC} - \text{CP 01} - f(a_0/W) = 2,85 - k = 2,039 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_P = 0,158 \text{ mm} - F_Q = 27.147 \text{ N} - \delta_c = 0,07 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

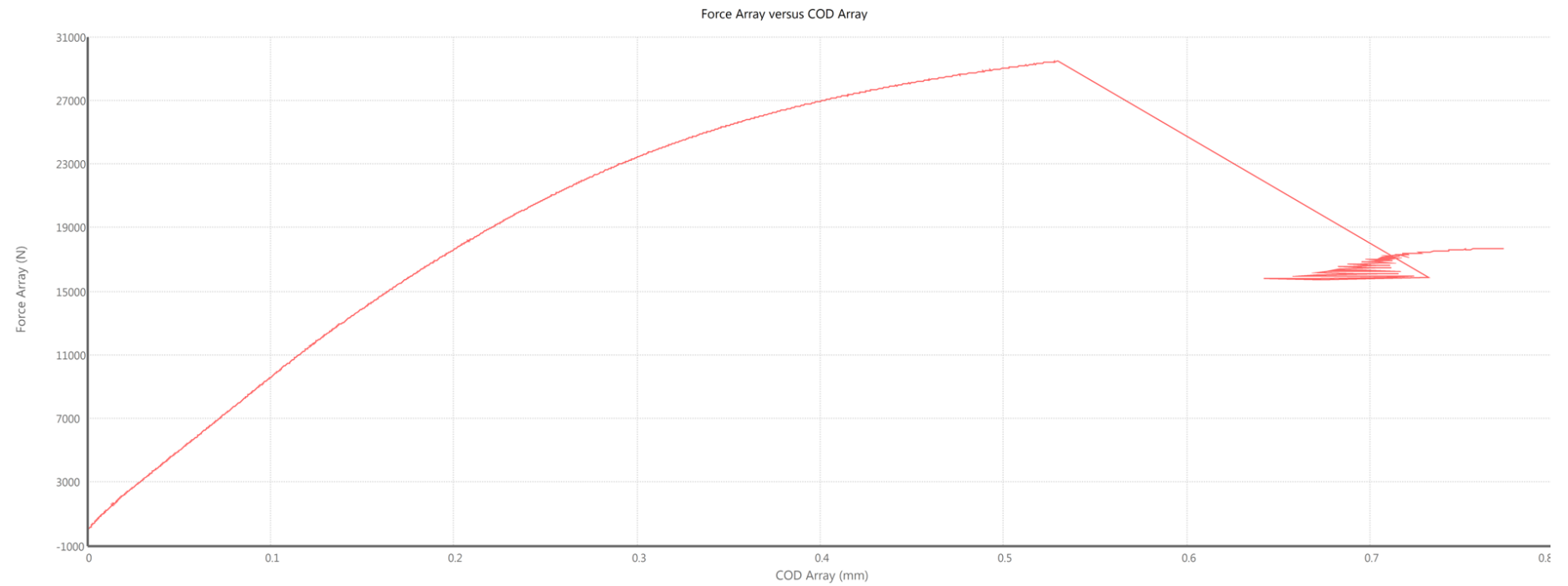
b) Produto TVS - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP02.



$$ZTAC - CP\ 02 - f(a_0/W) = 2,83 - k = 2,032\ MPa \cdot m^{0,5} \cdot s^{-1} - V_P = 0,220\ mm - F_Q = 29.468\ N - \delta_c = 0,09\ mm$$

Fonte: AUTOR (2023)

c) Produto TVS - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP03.

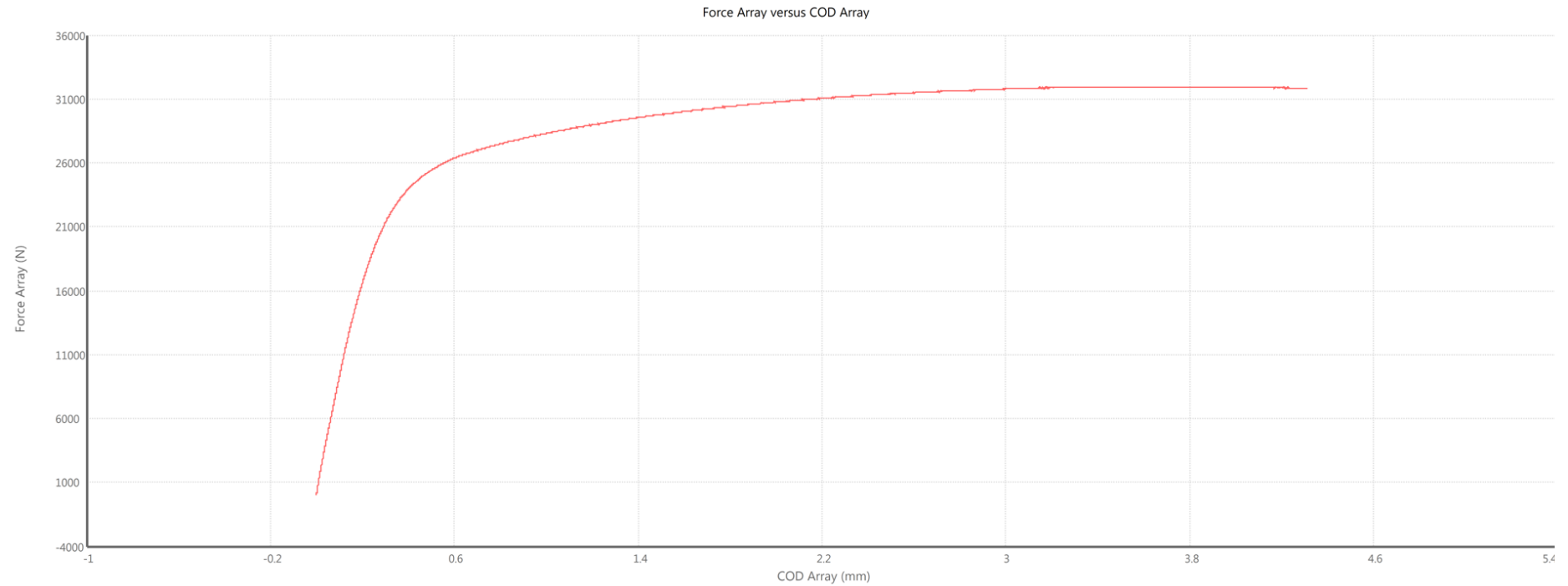


$$\mathbf{ZTAC - CP\ 03 - } f(a_0/W) = 2,93 - k = 2,099\ MPa \cdot m^{0,5} \cdot s^{-1} - V_p = 0,233\ mm - F_Q = 28.822\ N - \delta_c = 0,09\ mm$$

Fonte: AUTOR (2023)

Figura 144. Gráficos de carga P versus clip gage-V. **Produto TVD - Tratamento Vibração Dupla – 13 4 17274 – Região da ZTAT.**

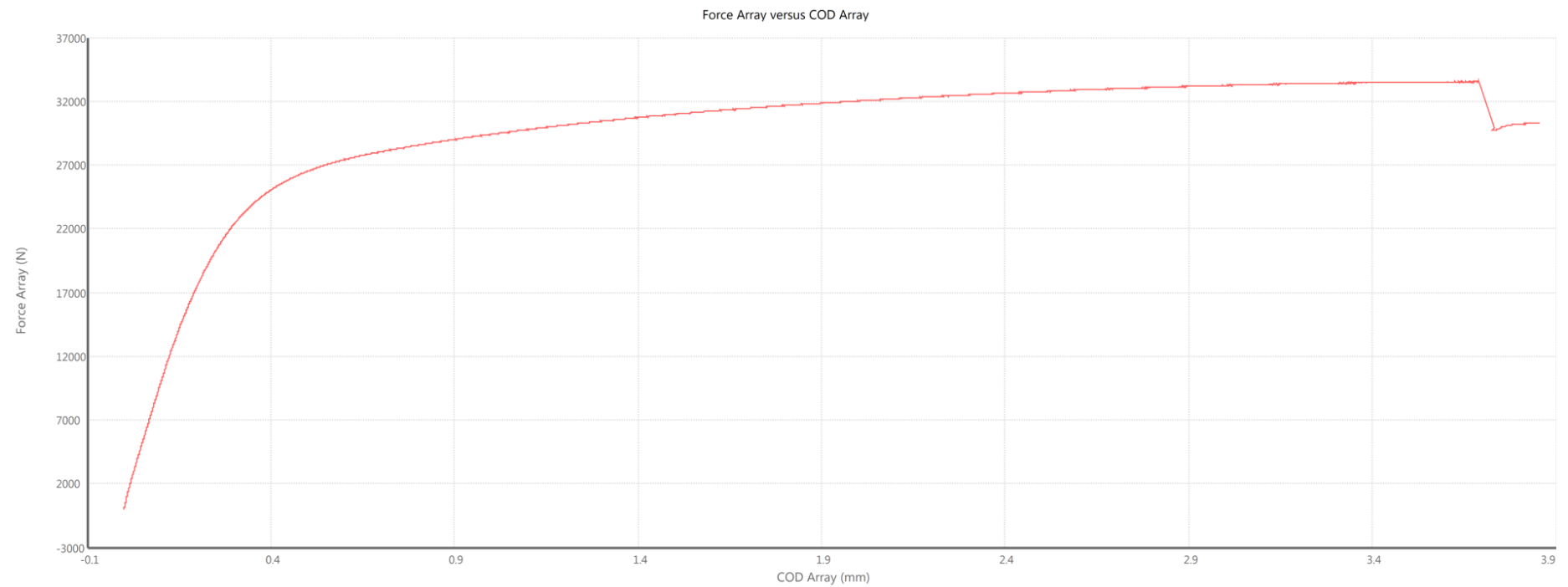
a) Produto TVD – **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP01.



$$ZTAT - CP\ 01 - f(a_0/W) = 3,04 - k = 2,025\ MPa.m^{0,5}.s^{-1} - V_P = 3,075\ mm - F_Q = 31.945\ N - \delta_m = 0,83\ mm$$

Fonte: AUTOR (2023)

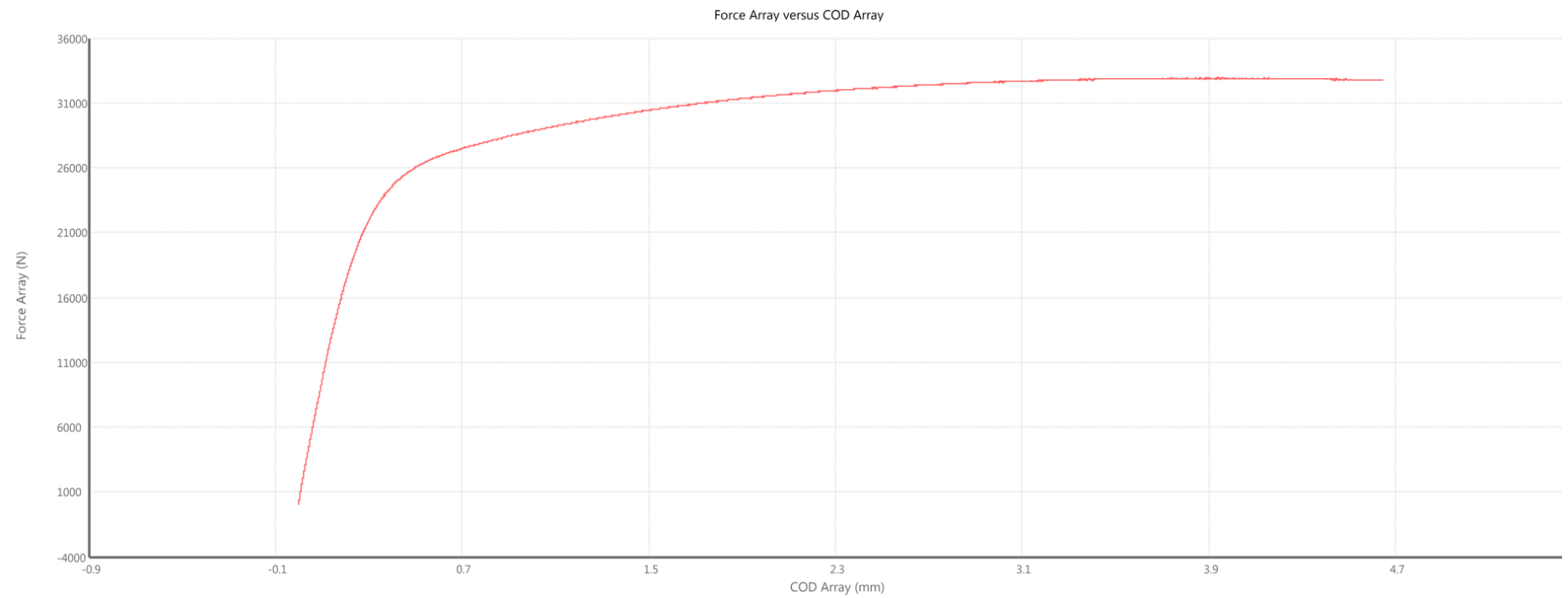
b) Produto TVD – **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP02.



$$\mathbf{ZTAT - CP\ 02 - } f(a_0/W) = 2,95 \text{ - } k = 2,050 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} \text{ - } V_P = 3,326 \text{ mm} \text{ - } F_Q = 33.556 \text{ N} \text{ - } \delta_u = \mathbf{0,91 \text{ mm}}$$

Fonte: AUTOR (2023)

c) Produto TVD - **Região da ZTAT** – Corpo de prova - CP03.

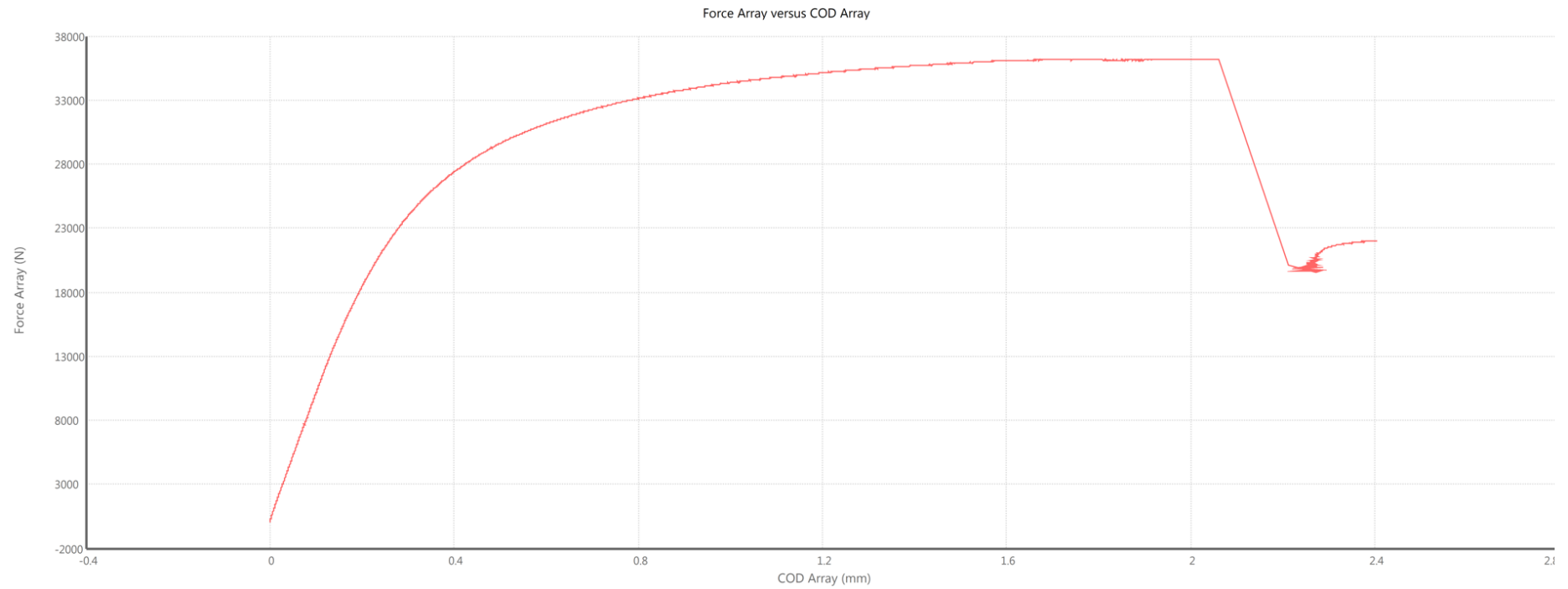


$$\text{ZTAT} - \text{CP 03} - f(a_0/W) = 2,89 - k = 1,985 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_p = 3,588 \text{ mm} - F_Q = 32.915 \text{ N} - \delta_m = 1,00 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

Figura 145. Gráficos de carga P versus clip gage-V. **Produto TVD - Tratamento Vibração Dupla – 13 4 17274 – Região da SOLDA.**

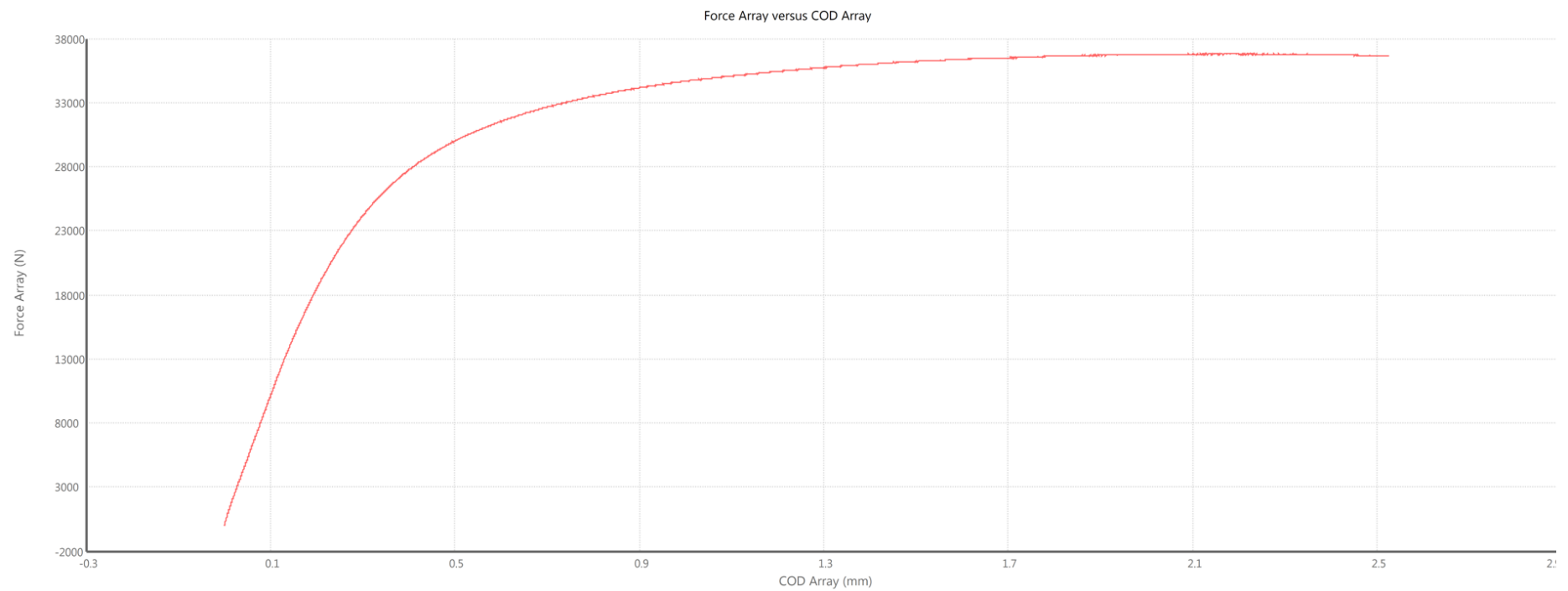
a) Produto TVD - **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP01.



$$\text{SOLDA} - \text{CP 01} - f(a_0/W) = 2,81 - k = 1,988 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_p = 1,667 \text{ mm} - F_Q = 36.194 \text{ N} - \delta_u = 0,50 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

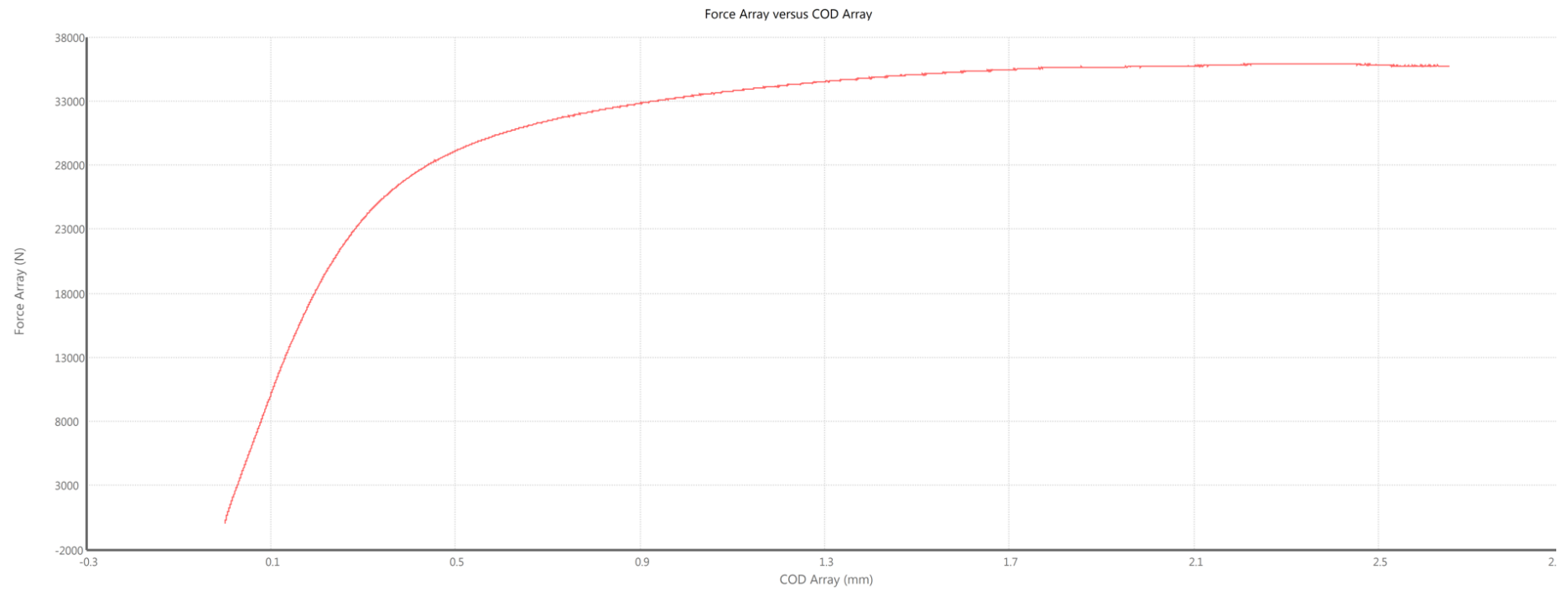
b) Produto TVD - **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP02.



SOLDA – CP 02 – $f(a_0/W) = 2,80$ – $k = 2,018 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$ – $V_p = 1,801 \text{ mm}$ – $F_Q = 36.822 \text{ N}$ – $\delta_m = 0,54 \text{ mm}$

Fonte: AUTOR (2023)

c) Produto TVD - **Região da SOLDA** – Corpo de prova - CP03.

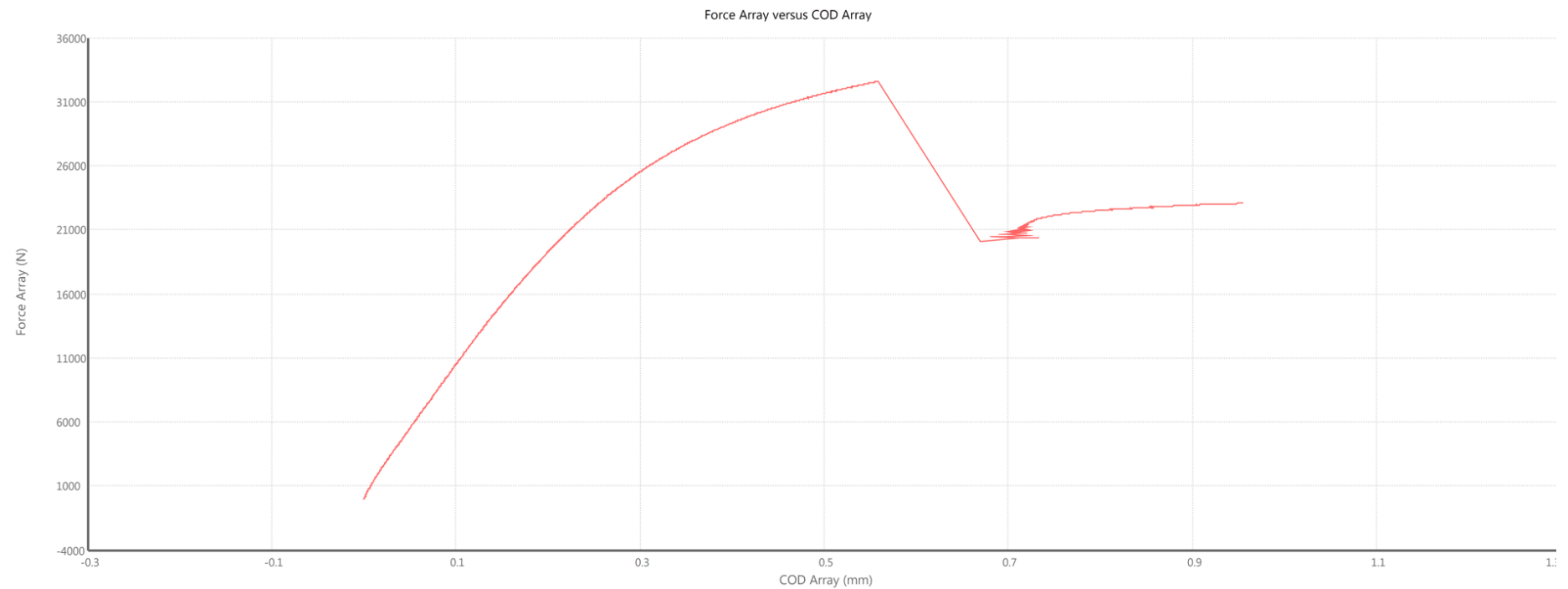


SOLDA – CP 03 – $f(a_0/W) = 2,82$ – $k = 1,984 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5} \cdot \text{s}^{-1}$ – $V_P = 2,014 \text{ mm}$ – $F_Q = 35.909 \text{ N}$ – $\delta_m = 0,60 \text{ mm}$

Fonte: AUTOR (2023)

Figura 146. Gráficos de carga P versus clip gage-V. **Produto TVD - Tratamento Vibração Dupla– 13 4 17274 – Região da ZTAC.**

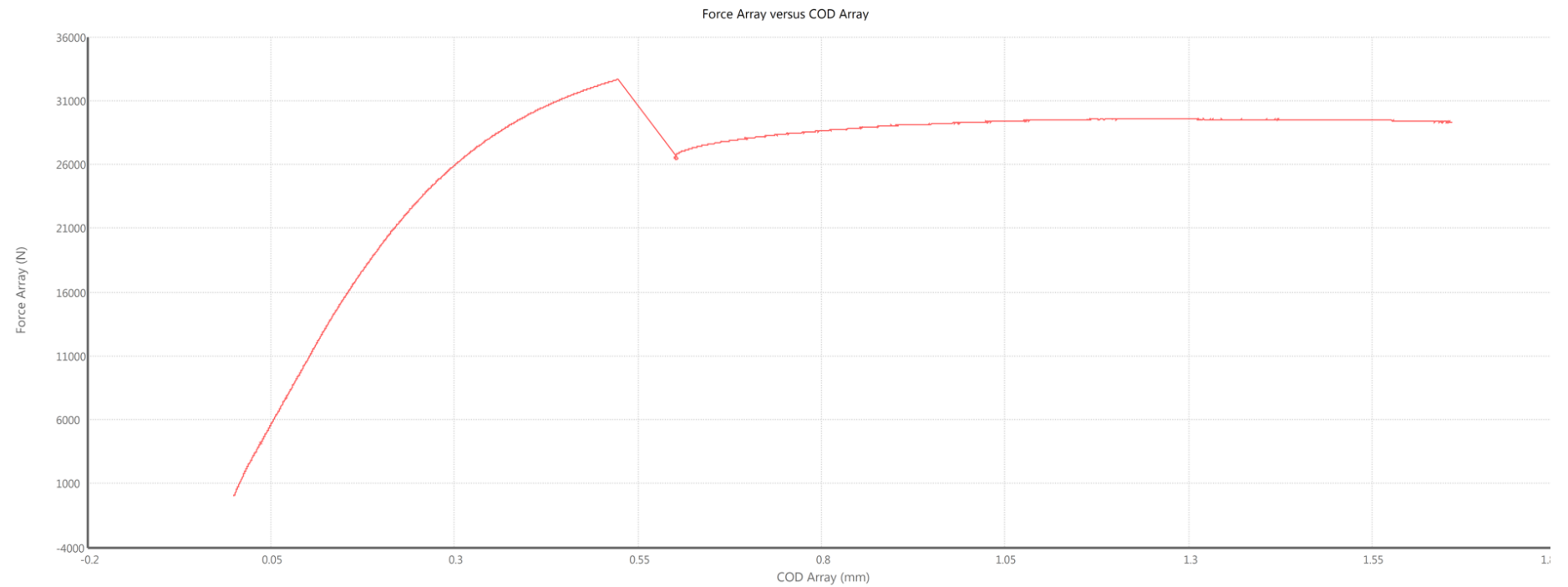
a) Produto TVD - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP01.



$$\text{ZTAC} - \text{CP 01} - f(a_0/W) = 2,71 - k = 2,270 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1} - V_p = 0,209 \text{ mm} - F_Q = 32.654 \text{ N} - \delta_c = 0,09 \text{ mm}$$

Fonte: AUTOR (2023)

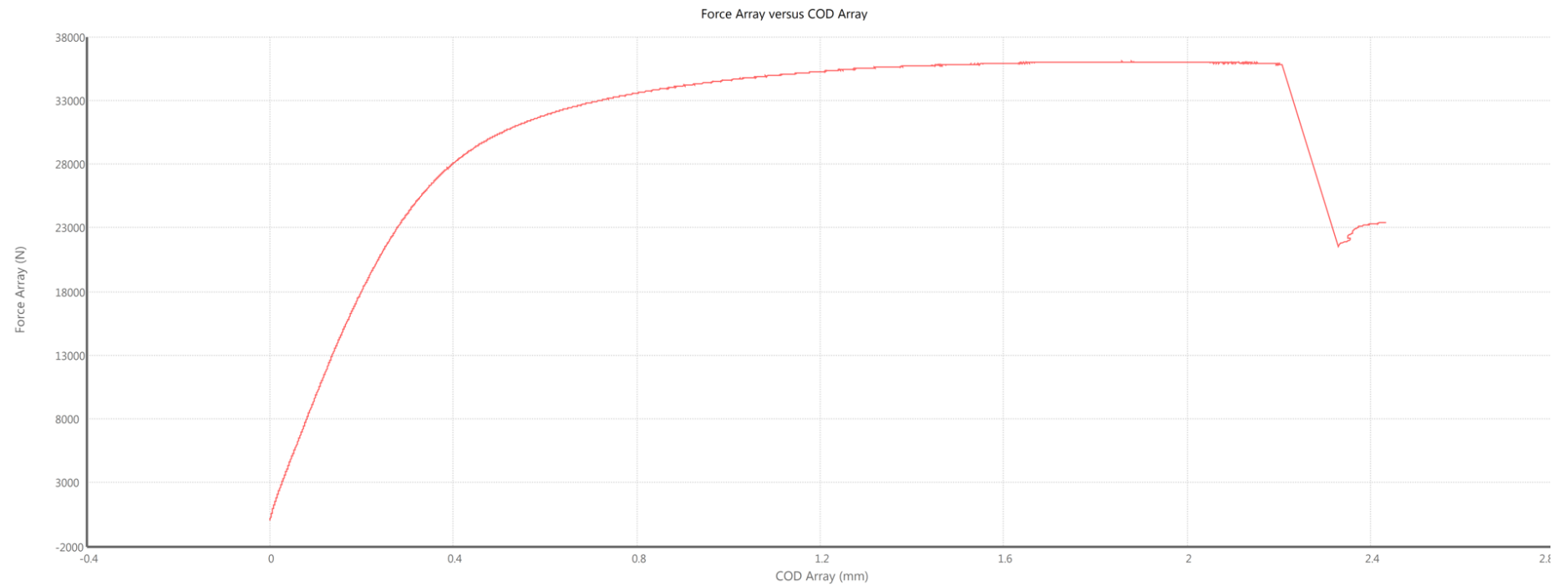
b) Produto TVD - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP02.



ZTAC – CP 02 – $f(a_0/W) = 2,79$ – $k = 1,987 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5} \cdot \text{s}^{-1}$ – $V_P = 0,237 \text{ mm}$ – $F_Q = 32.590 \text{ N}$ – $\delta_c = 0,10 \text{ mm}$

Fonte: AUTOR (2023)

c) Produto TVD - **Região da ZTAC** – Corpo de prova - CP03.



$ZTAC - CP\ 03 - f(a_0/W) = 2,92 - k = 2,214\ MPa \cdot m^{0,5} \cdot s^{-1} - V_p = 1,473\ mm - F_Q = 36.033\ N - \delta_m = 0,43\ mm$

Fonte: AUTOR (2023)