



**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
“JÚLIO DE MESQUITA FILHO”
CAMPUS DE GUARATINGUETÁ**

AMÉRICO BIANCALANA NETO

**ALIVIO DE TENSÕES EM TUBOS A PARTIR DA APLICAÇÃO DE VIBRAÇÃO
MECÂNICA**

Guaratinguetá, 2016

SP - Brasil

AMÉRICO BIANCALANA NETO

**ALIVIO DE TENSÕES EM TUBOS A PARTIR DA APLICAÇÃO DE VIBRAÇÃO
MECÂNICA**

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

Orientador: Prof. Dr. Angelo Caporalli Filho
Co-orientador: Prof. Dr. Marcelino Pereira do Nascimento

Guaratinguetá, 2016

SP – Brasil

B577a	Biancalana Neto, Américo Alívio de tensões em tubos a partir da aplicação de vibração mecânica / Américo Biancalana Neto – Guaratinguetá, 2016. 148 f : il. Bibliografia: f. 143-148 Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2016. Orientador: Prof. Dr. Ângelo Caporalli Filho Coorientador: Prof. Dr. Marcelino Pereira do Nascimento 1. Vibração. 2. Tensões residuais. 3. Tubos. I. Título CDU 534.1(043)
-------	---

AMÉRICO BIANCALANA NETO

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
"MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA"

PROGRAMA: ENGENHARIA MECÂNICA
ÁREA: MATERIAIS

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO


Prof. Dr. José Antonio Perrella Balestieri
Coordenador

BANCA EXAMINADORA:


Prof. Dr. ÂNGELO CAFORALLI FILHO
UNESP/FEG


Prof. Dr. VALDIR ALVES GUIMARÃES
UNESP/FEG


Prof. Dr. GILBERT SILVA
UNIFEI

Julho de 2016

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	FEI – Faculdade de Engenharia Industrial Engenharia de Produção Mecânica.

**À minha Esposa,
Ozilani Nascimento Biancalana**

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

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus que me proporcionou todas as condições necessárias para que pudesse estudar e me desenvolver e chegar onde cheguei, desde as condições mais básicas, como ter quem me desse moradia, me alimentasse e lavasse as minhas roupas, como a alegria de ter sido criado num lar luminoso e alegre que propiciou as condições de serenidade e paz necessárias a qualquer trabalho intelectual.

Decorrendo disso, quero agradecer aos meus pais, aos meus maravilhosos pais Hamilton Biancalana (in memoriam) e minha mãe Maria da Conceição Feltrin Biancalana, que se desdobraram para que eu pudesse estudar e me educaram e deram todas as condições para que me tornasse a pessoa que hoje sou, e aos meus irmãos Walter, Maria Aparecida e Glauce, que desde sempre me apoiaram, incentivaram e incentivam o meu desenvolvimento.

Agradeço também à minha esposa Ozilani Nascimento Biancalana, pela compreensão e carinho, com que tem me acompanhado no desenrolar de todas estas atividades, principalmente, nas madrugadas e finais de semana.

Agradeço ao Prof. Dr. Angelo Caporalli Filho pela orientação, dedicação, discussões, sugestões, momentos de descontração e o total apoio manifestado durante o desenvolvimento deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Marcelino Pereira do Nascimento pelas orientações e paciência com que tem me ouvido e atendido minhas solicitações.

Ao Prof. Dr. Sérgio Francisco dos Santos pelas preocupações, orientações e a forma colaborativa com que ajudou a levar este trabalho a cabo.

À Prof. Dra. Ana Paula Rosifini Alves Claro pela maneira descontraída, serena e alegre com que forneceu importantes informações e orientações a todo este trabalho.

Ao Departamento de Engenharia de Materiais - DMT - pela disponibilização dos recursos, cuidado, atenção e dedicação de todos os seus técnicos, o que propiciou que este trabalho fosse realizado dentro do tempo previsto.

À APOLO TUBULARS na pessoas do Sr. Leandro Silva, que de uma forma extremamente colaborativa, desde os primeiros contatos, não mediu esforços no sentido de obtermos o tubo para execução dos testes. Agradeço também ao Eng. Luiz Boni e ao Eng. Roberto Davi de Oliveira que da mesma forma, lutaram para que pudéssemos obter o tubo em tempo recorde, como também, pelo fornecimento de informações importantes

sobre o produto. Somos muito gratos, também, aos analistas de laboratório Ângelus Gomes Fonseca e João Paulo Ruzene e seus colaboradores, que propiciaram a realização de todos os ensaios laboratoriais constantes deste trabalho e, de forma extensiva, à toda gerência da APOLO TUBULARS, que permitiu e colaborou com o desenvolvimento de todas estas atividades acima descritas.

À ENERGYARC, na pessoa do Eng. Arnaldo Marinaro, pela disponibilidade, atenção, preocupação, dedicação e valiosas informações, com que se prontificou em nos atender e fornecer os equipamentos para a realização dos testes de vibração, assim como, realizar pessoalmente e acompanhar todos os testes até a conclusão dos trabalhos.

Ao SENAI de Taubaté – SP na pessoa do Eng. Júlio Cesar dos Santos pela atenção, carinho e disposição com que nos atendeu e acompanhou os trabalhos de obtenção das dimensões de todos os corpos de prova.

“Não há coisa tão difícil que a força do amor não supere; naquilo que se ama, ou não se sente o cansaço ou o próprio cansaço é amado” (Santo Agostinho).

BIANCALANA NETO, A. **ALÍVIO DE TENSÕES EM TUBOS A PARTIR DA APLICAÇÃO DE VIBRAÇÃO MECÂNICA**. 2016. 153 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2016.

RESUMO

Os processos tradicionais de produção de tubos API 5CT N80Q envolvem processos de bobinamento e desbobinamento, conformação por dobramento, soldagem, etapas de usinagem e expansão dos diâmetros interno e externo, tratamentos térmicos de têmpera e revenimento e endireitamento. Essas etapas são responsáveis por introduzir tensões residuais no material constituinte do tubo. Estas tensões residuais podem alcançar valores próximos aos do limite de escoamento do material base do tubo, podendo produzir distorções geométricas, falhas prematuras, baixa resistência à corrosão, e diminuição na sua capacidade de absorção de cargas em trabalho. O método mais utilizado para alívio de tensões é o tratamento térmico. Porém, a aplicação de vibrações mecânicas, (*Vibratory Stress Relief*) para reduzir e redistribuir as tensões residuais em estruturas conformadas a frio e em estruturas soldadas, tem sido utilizada com sucesso em várias partes do mundo, principalmente nos Estados Unidos, China e Canada. Para verificar a viabilidade deste processo, como um método alternativo para o alívio de tensões, selecionamos um tubo API 5CT 80NQ, com diâmetro de 178 mm com 8,05 mm de espessura e 3000 mm de comprimento. Os ensaios de vibração foram executados na frequência de ressonância do tubo, através de um indutor de vibração montado no seu comprimento médio, dentro de um intervalo de tempo correspondente ao seu peso. Comparando os valores de tensões residuais existentes no tubo antes e após o tratamento de vibração conseguimos uma redução média de 16% no valor das mesmas. Para a caracterização mecânica do tubo, antes e depois do processo vibratório, foram realizados os seguintes ensaios conforme a norma API 5CT 2001: impacto Charpy “V”, ensaios de tração e dureza Rockwell C, tanto no metal base do tubo, como na região da solda. Foi realizada, também, a sua caracterização micro estrutural através, microscopia ótica, antes e depois dos ensaios de vibração. Para avaliação das tensões residuais, antes e após os ensaios de vibração, foi utilizado o método de secção longitudinal de um anel (*splitting ring test*) conforme a norma ASTM EN 1928-13.

PALAVRAS-CHAVE: processo ERW. Alívio de tensões. Vibração mecânica. *Splitting ring test*. tubo API 5CT.

BIANCALANA NETO, A. **RELIEF STRESS IN PIPE FROM THE APPLICATION OF MECHANICAL VIBRATION**. 2016... 153 p. (Master in Mechanical Engineering) - Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2016.

ABSTRACT

The traditional production processes API 5CT N80Q pipes involve coiling and uncoiling processes the plate, conformation by bending, welding, machining steps and expansion of its internal and external diameters, heat treatment of quenching and tempering and straightening. These steps are responsible for introducing residual stresses in the material of the tube. These residual stresses can reach values close to the yield strength of the pipe's base material and may produce geometric distortions, premature failure, low corrosion resistance and reduction its capacity of absorption loads in the work. The most widely used method for relieving stress is the heat treatment. The application of mechanical vibrations, *Vibratory stress relief (VSR)*, to reduce and redistribute the residual stresses in cold shaped structures and welded structures, has been used with success in various parts of the world, especially the United States, China and Canada. Thus, the mechanical vibration, *Vibratory stress relief (VSR)*, can prove to be an interesting process to relieve stress in the tubes. To verify the feasibility of this process, as an alternative method for the relief of stresses, we selected an API 5CT 80NQ tube with a diameter of 178 mm, with 8.05 mm thickness and 3000 mm in length. Vibration tests were performed in pipe resonance frequency, via a vibration-inducing mounted at its mid-length, within a time corresponding to their weight. Comparing the values of residual stress existing in the tube before and after the vibration treatment achieved a mean reduction of 16 % in the amount thereof. For the mechanical characterization of the pipe, before and after the vibration process, the following tests were conducted according to API standard 5CT 2001: Charpy 'V', tensile tests and hardness Rockwell C, both in the metal base tube, and in the weld region. It was also carried out their microstructural characterization through optical microscopy before and after the vibration tests. To evaluate the residual stress before and after the vibration tests, we used the ring splitting test according to ASTM E1928-13.

KEYWORDS: ERW processes. Vibratory stress relief (VSR). Relieving stress. Ring splitting test. Pipe API 5CT.

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.....	28
Figura 2 - Esquema do comportamento das tensões residuais nas vizinhanças de uma união por soldagem de chapas finas.....	30
Figura 3 - Têmpera de uma engrenagem feita por indução.....	31
Figura 4 - Têmpera de uma engrenagem feita por chama.....	31
Figura 5 - Tratamento termoquímico de cementação em dentes de engrenagem.....	32
Figura 6 - Tratamento termoquímico de nitretação. Várias ampliações para a camada nitretada de um componente mecânico.....	33
Figura 7 - Processo de metalização HP/HVOF.....	34
Figura 8 - Tensões residuais de compressão geradas no processo de jateamento com granalha.....	36
Figura 9 - Tensões residuais oriundas das arestas vivas do molde. O arredondamento dos cantos vivos impede a formação de uma linha de menor resistência.....	37
Figura 10 - Esquema do processo de extrusão a frio.....	38
Figura 11 - Tensões Residuais existentes em uma bobina de aço API 5L X70 com espessura de 6,4 mm.....	45
Figura 12 - Tensões Residuais existentes ao longo da espessura do tubo.....	45
Figura 13 - Tensões residuais circunferenciais na solda entre tubos. API 5L X70 e nas suas vizinhanças.....	46
Figura 14 - Dimensões do diâmetro do tubo D_0 e espessura antes do corte (a), dimensão do tubo cortado (b).....	52
Figura 15 - Teste do anel. (a) Tubo como soldado tende a fechar o espaço de corte. (b) tubo após calibração (compressão externa de 1% do diâmetro) tende a abrir o corte.....	55
Figura 16 - Distribuição da tensão circunferencial calculada para o tubo como soldado(a) e após a compressão externa 1% do diâmetro (impander) (b).....	56
Figura 17 - Processo TMCP x processo convencional e micro estrut. para o aço X70.....	58
Figura 18 - Desenvolvimento dos aços API 5L desde a década de 50.....	60
Figura 19 - Desenvolvimento dos aços API 5L, processos e elementos de liga.....	60
Figura 20 - Processo Mannesmann de laminação de tubos.....	68

Figura 21 - Perfurando o lingote no laminador – cross roll piercing mill Mannesmann. 1-lingote perfurado; 2-rolos laminadores; 3-mandrill do piercing.....	69
Figura 22 - Fresadora longitudinal continua para grandes diâmetros	70
Figura 23 - Prensa de Bordas para tubos de grande diâmetros.....	70
Figura 24 - Prensa U-Posicionamento da chapa.....	71
Figura 25 – Prensa U – Conformando a chapa.....	71
Figura 26 - Prensa U-Operação concluída.....	71
Figura 27 - Prensa U-Extração da peça.....	71
Figura 28 - Prensa hidráulica para conformação de tubos. Força máxima de conformação igual a 500 MN.....	72
Figura 29 - Retirada do tubo do interior da prensa “O”	72
Figura 30 - Máquina seladora.....	73
Figura 31 - Tubo em processo de “selagem”	73
Figura 32 - Máquina para soldagem SAW externa.....	73
Figura 33 - Tubo na entrada do expensor.....	74
Figura 34 - Tubo sendo expandido.....	74
Figura 35 - Equipamento de teste hidrostático.....	74
Figura 36 - Equipamento de teste hidrostático.....	74
Figura 37 - Fluxo de fabricação no processo UOE.....	75
Figura 38 - Esquema do equipamento de produção de tubos helicoidais.....	76
Figura 39 - Esquema do equipamento de produção de tubos helicoidais.....	77
Figura 40 - linha ERW completa com stand de rolos ajustáveis e pulmão de chapas.....	77
Figura 41 - Diagrama da configuração necessária para produção de tubos redondos. Processo de Conformação por laminação de rolos–cage rollers.....	78
Figura 42 - HFCW-Sistema de soldagem por condução.....	79
Figura 43 - HFIW-Sistema de soldagem por Indução tube.....	79
Figura 44 - O processo HFCW.....	79
Figura 45 - O processo HFIW.....	79
Figura 46 - Esquema de uma linha ERW– TENARIS CONFAB.....	80
Figura 47 - Fluxo de produção e controles de qualidade para tubos OCTG do tipo tubing e casing.....	81
Figura 48 - Representação da parcela da tensão residual aliviada com a temperatura de tratamento.....	82

Figura 49 - Representação da variação do limite de escoamento e de resistência em função da temperatura.....	83
Figura 50 - Energia vibracional região sub-harmônica.....	87
Figura 51 - Movimento da curva para a esquerda.....	87
Figura 52 - Estabilização da curva com o alívio total.....	87
Figura 53 - Gráfico representativo da energia de vibração em função da frequência. A frequência “X” corresponde à frequência de vibração harmônica da peça.....	88
Figura 54 - Tempo do processo de vibração em função do peso da peça.....	90
Figura 55 - Fluxograma da análise experimental.....	91
Figura 56 - Tubo de teste e locais de retiradas das amostras para o corpo de prova.....	92
Figura 57 - Amostra para aquisição da composição química do material do tubo.....	92
Figura 58 - Aparelho de espectrometria de emissão ótica SPECTRO MAXX 2007.....	93
Figura 59 - Equipamento para corte abrasivo PRAZIS COR 40.....	94
Figura 60 - Equipamento para corte abrasivo FORTEL PLF para lixamento e polimento.....	94
Figura 61 - Amostras metalográficas do material do tubo sem vibração: (a) metal base (b) solda. Tubo com vibração: (c) metal base (d) solda.....	95
Figura 62 - Microscópio Óptico Olympus modelo Tokyo MG 1999.....	95
Figura 63 - Posição dos pontos de leitura da dureza ROCKWELL C no anel do tubo.....	96
Figura 64 - Anel de exemplo, posicionado no equipamento de medição de dureza.....	96
Figura 65 - Equipamento de ensaio de tração KRATUS – 100 tf.....	97
Figura 66 - Corpos de prova para o ensaio de tração, norma API 5CT (2001).(A) Orientação Longitudinal. (B) Orientação transversal à solda.....	98
Figura 67 - Corpos de prova para o ensaio de tração, norma API 5CT (2001). Orientação transversal à solda.....	98
Figura 68 - Corpo de prova posicionado para o ensaio de tração.....	99
Figura 69 - Fixação do extensômetro de corpo duplo no corpo de provas.....	100
Figura 70 - Desenho de fabricação do corpo de prova Charpy “V” conforme a norma API 5CT. (B) Corpo de prova produzido.....	102
Figura 71 - Corpo de prova Charpy “V” produzido.....	102
Figura 72 - Refrigerador elétrico QUIMIS ULTRATERMOSTÁTICO.....	103
Figura 73 - Máquina de impacto para ensaio Charpy PAN 300J.....	103

Figura 74 - Projeto do suporte (A) e do dispositivo de apoio do vibrador (B) do tubo.....	105
Figura 75 - Suportes e dispositivo fabricados.....	106
Figura 76 - Equipamento portátil Formula 62 para execução de alívio de tensões residuais.....	106
Figura 77 – Posição da solda com relação ao indutor de vibração.....	107
Figura 78 - Sequência de montagem dos equipamentos para os testes de alívio de tensões por vibração no tubo.....	108
Figura 79 – Resultado gráfico dos tratamentos de vibração. (a) Linha de solda posicionada à 90° do indutor. (b) Linha de solda posicionada à 180° do indutor.....	109
Figura 80 - Sequência de montagem dos equipamentos para os testes de alívio de tensões por vibração no tubo.....	110
Figura 81 - Equipamento de medidas tridimensional para medição dos anéis.....	111
Figura 82 - Anel sem corte posicionado no equipamento tridimensional.....	112
Figura 83 - Anel de 600 mm seccionado longitudinalmente posicionado no equipamento de medição.....	112
Figura 84 - (A) Corte transversal em serra fita e (B) longitudinal dos anéis em fresadora de disco.....	113
Figura 85 – Localização das imagens micrográficas ao longo da espessura do tubo com e sem tratamento de vibração mecânica. (a) disposição no metal base; (b) disposição na linha de solda e adjacências.....	115
Figura 86 – Micrografia do metal base do tubo sem vibração. (a) próxima ao diâmetro externo; (b) na região central da espessura; (c) próxima ao diâmetro interno do tubo. Ataque com Nital 3%. Ampliação 600 x.....	116
Figura 87 – Micrografia na espessura do metal base do tubo sem vibração na linha de solda e regiões da ZTA e do metal base circunvizinho. Imagens (a),(b),(c) e (d) próximas ao diâmetro externo do tubo. Imagens (f), (g), (h), (i) e (j), região central. Imagens (k), (l), (m), e (n) próximas ao diâmetro interno. Ataque com Nital 3%. Ampliação 600 x.....	117
Figura 88 – Micrografia do metal base do tubo com vibração. (a) próxima ao diâmetro externo; (b) na região central da espessura; (c) próxima ao diâmetro interno do tubo. Ataque com Nital 3%. Ampliação 600 x.....	118

Figura 89 – Micrografia na espessura do metal base do tubo com vibração na linha de solda e regiões da ZTA e do metal base circunvizinho. Imagens (a), (b), (c), (d), (e), próximas ao diâmetro externo do tubo. Imagens (f), (g), (h), (i) e (j), região central. Imagens (k), (l), (m), (n), (o), próximas ao diâmetro interno. Ataque com Nital 3%. Ampliação 600 x.....	119
Figura 90 – Dureza ROCWELL C – HRC – para os quatro quadrantes, considerando: 1- DUREZA EXTERNO; 2 – DUREZA CENTRO; 3 – DUREZA INTERNO; antes do tratamento (ANT.TRAT.); após tratamento (AP. TRAT.).....	121
Figura 91 – CHARPY “V” – Gráfico para os valores médios da energia, em joule, absorvida nas temperaturas de 0°; -20° e -40° C. antes e após o tratamento de vibração. Avaliado para o material de solda e metal base do tubo API 5CT N80Q.....	125
Figura 92 – Anéis de 100 mm de comprimento para medição dos diâmetros externo e interno no instrumento de medidas tridimensional.....	127
Figura 93 – Posição das sessões de leitura das medidas.....	132
Figura 94 – Posicionamento dos dispositivos utilizados para realização das medidas.....	133

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Métodos mais comuns de medição de tensão residual.....	48
Tabela 2 – Comparações entre os métodos de medição de tensões residuais considerando as características do material e os problemas geométricos da região a ser analisada.....	49
Tabela 3 - Comparação geral entre diferentes técnicas.....	50
Tabela 4 - Valores de tensão residual circunferencial para tubo em aço inoxidável austenítico 6% Mo.....	53
Tabela 5 - Tensões residuais em tubos <i>casing</i> antes e após o desempenho.....	54
Tabela 6 – Requerimentos dos esforços para PSL1.....	62
Tabela 7 - Requerimentos dos esforços para PSL2.....	62
Tabela 8 -Requerimentos dos esforços para tubos OCTG.....	63
Tabela 9 – Composição química do aço T-380 fornecido pela CSN.....	114
Tabela 10 – Composição química do aço T-380 da CSN.....	114
Tabela 11 – Ensaio de dureza Rockwell C antes do tratamento de vibração. Média = Méd. e Desvio Padrão = D.P.....	120
Tabela 12 – Ensaio de dureza Rockwell C após tratamento de alívio de tensões por vibração.....	121
Tabela 13 – Resultado dos Ensaios de Tração - material do tubo antes do tratamento de alívio de tensões por vibração.....	122
Tabela 14 – Resultado dos Ensaios de Tração - material do tubo após o tratamento de alívio de tensões por vibração.....	123
Tabela 15 – Valores de tensão mínimos de escoamento, tração e alongamento recomendados para o material API 5CT N80Q.....	123
Tabela 16 – Ensaio de Charpy para o tubo BP851 material API 5CT N80Q antes do tratamento de alívio de tensões por vibração. Valor da tenacidade comparativa expressa em Joules. Média = Méd. e desvio padrão = D.P.....	124
Tabela 17 – Ensaio de Charpy para o tubo BP851 material API 5CT N80Q após o tratamento de alívio de tensões por vibração. Valor da tenacidade comparativa expressa em Joules.....	125
Tabela 18 – Determinação do valor médio do diâmetro externo, interno e da espessura do tubo. Tabelas de “A” a “F”.....	127

Tabela 19 – MÉTODO 1 - Valor do diâmetro externo “ D_0 ” e da espessura “ t ” do tubo.	130
Tabela 20 – MÉTODO 2 - Diâmetro externo “ D_0 ” e da espessura “ t ” do tubo. Medidas realizadas em fábrica.....	131
Tabela 21 – Resumo dos valores referentes aos diâmetro externo “ D_0 ” e da espessura “ t ” do tubo obtidos através dos dois métodos.....	132
Tabela 22 – Dimensões “ D_1 ” para o anel CP 01 sem tratamento de vibração.....	134
Tabela 23 – Dimensões “ D_1 ” para o anel CP 02 sem tratamento de vibração.....	134
Tabela 24 – Dimensões “ D_1 ” para o anel CP 03 sem tratamento de vibração.....	135
Tabela 25 – Dimensões “ D_1 ” para o anel CP 04 com tratamento de vibração.....	135
Tabela 26 – Dimensões “ D_1 ” para o anel CP 05 com tratamento de vibração.....	136
Tabela 27 – Dimensões “ D_1 ” para o anel CP 06 com tratamento de vibração.....	136
Tabela 28 – Tensões residuais circunferências – resultados.....	138

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 Resistent 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
IIW	-	International Institute of Welding
ISO	-	International Organization for Standardization
JCO	-	Dobramento da chapa no formato “J” depois em ” C” e em “O”
JIS	-	Japanese Industrial Standards
MEV	-	Microscopia de Varredura eletrônica

NACE	-	National Association of Corrosion Engineers
NBR	-	Norma Brasileira (ABNT)
OCTG	-	Oil Country Tubulars Goods
PSI	-	Pound Force per Square Inch
PSL	-	Product Specification Level
TMCR	-	Thermomechanical Controlled Rolling
TMCP	-	Thermomechanical Controlled Process
SAE	-	Society of Automotive Engineers
SAW	-	Submerge Arc Welding
SRE	-	Stress Relief Engineering Company
SSCC	-	Sulphide Stress Corrosion Cracking
SRT	-	Splitting Ring Test
VSR	-	Vibratory Stress Relief
VWC	-	Vibratory Weld Conditioning
UOE	-	Processo U ing; O ing; E ing.
ZTA	-	Zona Térmicamente Afetada

LISTA DE SIMBOLOS

D_1	Diâmetro do tubo após o corte
D_0	Diâmetro do tubo antes do corte
Ceq	Carbono equivalente
°C	Temperatura – Graus Celsius
E	Modelo de Elasticidade Longitudinal
°F	Temperatura – Graus Fahrenheit
Hz	Hertz
μ	Razão de Poisson
MPa	Mega Pascal
HRC	Dureza Rockwell C
HV	Dureza Vickers
C.P.	Corpo de prova
mm/s	Velocidade de deposição
Pcm	Parâmetro de Trincamento Modificado
t	Espessura do tubo
S	Tensão circunferencial residual

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO	23
1.1	OBJETIVOS E JUSTIFICATIVAS	25
2.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	27
2.1	TENSÕES RESIDUAIS	27
2.2	TIPOS DE TENSÕES RESIDUAIS.....	28
2.3	PROCESSOS PRODUTIVOS GERADORES DE TENSÕES RESIDUAIS. ...	29
2.3.1	Processos de Soldagem	29
2.3.2	Têmpera total e têmpera superficial	30
2.3.3	Tratamento térmico de nitretação e carbonetação (cementação)	32
2.3.4	Tratamentos superficiais - deposição de carbetos e cromo duro	33
2.3.5	Processos de Jateamento com granalhas – Shot Peening	36
2.3.6	Fundição	36
2.3.7	Processos de Conformação	37
2.3.8	Gerenciamento das Tensões Residuais em Tubos	38
2.3.9	Bobinamento e desbobinamento de chapas	43
2.3.10	Tensões residuais em chapas bobinadas	44
2.4.	MÉTODOS PARA MEDIR AS TENSÕES RESIDUAIS.	46
2.4.1	Método do Anel (<i>Ring Splitting Residual Stress Testing</i>)	51
2.5	AÇOS EMPREGADOS NA PROSPECÇÃO TRANSPORTE E DISTRIBUIÇÃO DE PETRÓLEO E GAS.....	56
2.6	NORMA API 5L TUBOS PARA TRANSPORTE E DISTRIBUIÇÃO LINE/PIPE.....	60
2.7	NORMA API 5CT - OCTG (<i>OIL COUNTRY TUBULAR GOODS</i>).....	62
2.7.1	Tubos de Revestimento(CASING)OCTG Resistência ao colapso	66
2.8	PRINCIPAIS PROCESSOS DE FABRICAÇÃO DE TUBOS API.	67
2.8.1	Tubos sem costura (<i>SEAMLESS PIPE</i>)	67
2.8.2	Tubos SAW (<i>Submerge Arc Welding</i>) - Processo UOE	69
2.8.3	Tubos SAW (<i>Submerge Arc Welding</i>) - Processo Helicoidal	75
2.8.4.	Tubos com costura (<i>Welded pipe</i>). Processo ERW (<i>Electric Resistance Welding</i>)	77
2.9	TRATAMENTOTÉRMICO PARA ALIVIO DE TENSÕES RESIDUAIS.....	81
2.10	A TÉCNICA DE VIBRAÇÃO MECÂNICA APLICADA PARA ALIVIO DE TENSÕES RESIDUAIS.....	84
2.10.1	O processo de Vibração Meta-Lax da Bonal Technologies	86
2.10.2	O processo de Vibração FORMULA 62 – ENERGYARC SRE (<i>Stress Relief Engineering Company</i>)	89
3	MATERIAIS E MÉTODOS	91
3.1	CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL.....	92
3.1.1.	Caracterização Química	92
3.1.2	Caracterização Metalográfica	93
3.1.3	Caracterização Mecânica	95
3.1.3.1	Ensaio de Dureza	95
3.1.3.2	Ensaio de Tração.	97
3.1.3.3	Ensaio de Impacto Charpy “V”.	101
3.2	ENSAIOS PRÁTICOS DE VIBRAÇÃO.	104
3.2.1	Projeto do dispositivo para Vibração	104
3.2.2	Equipamento para Alivio de Tensões através de Vibração	106

3.2.3	Montagem do dispositivo e execução dos testes de alívio de por vibração.	107
3.2.4	Obtenção das dimensões do tubo. Diâmetro externo, interno e espessura.	110
3.2.5	Corte transversal e longitudinal do anéis.	113
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	114
4.1	CARACTERIZAÇÃO QUÍMICA.	114
4.2	CARACTERIZAÇÃO METALOGRÁFICA.	115
4.3	CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA	120
4.3.1	Ensaio de Dureza Rockwell C.	120
4.3.2	Ensaio de Tração.	122
4.3.3	Ensaio de Impacto – Charpy “V”.	124
4.4	CÁLCULO DAS TENSÕES RESIDUAIS CIRCUNFERENCIAIS PELA NORMA ASTM E1928-13.	126
4.4.1	Determinação do diâmetro externo D_0 do tubo.	126
4.4.2	Determinação dos diâmetros D após o corte longitudinal do anéis.	132
4.4.3	Determinação da tensão circunferencial estimada.	137
5	CONCLUSÕES	140
6.	SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS	142
	REFERÊNCIAS	143

1. INTRODUÇÃO

Vários tipos de fluidos são transportados em tubos ou piping de pequeno e grande diâmetro, por exemplo, água in natura, potável, efluentes domésticos ou industriais, petróleo e seus derivados, gás natural e GLP e minérios, que são geralmente transportados na forma de uma suspensão aquosa.

No campo da aplicação destes componentes em toda a cadeia de transporte de óleo e gás, a preocupação com o meio ambiente e com os custos decorrentes de possíveis vazamentos, quer ocorram na prospecção, condução ou distribuição de óleo, gás, petróleo e seus derivados vem obrigando a uma corrida evolutiva dos vários tipos de processos utilizados na fabricação de tubos e componentes, como também, nos seus sistemas de controles de processo e qualidade, procurando produzir e entregar um produto cada vez mais adequado à aplicação proposta, quanto aos requisitos de resistência mecânica, química e vida útil esperada.

Neste sentido a engenharia dos materiais corre atrás de produzir produtos cada vez mais leves, resistentes, seguros e de fácil soldabilidade. Grandes inovações tem sido levadas a cabo por meio de adaptações e aprimoramentos em equipamentos e sistemas de prospecção, perfuração, extração, produção e transportes, visando viabilizar a produção em novas áreas marítimas, solucionar problemas técnicos específicos e reduzir custos operacionais.

No caso dos produtos *offshore*, como os desafios tecnológicos a serem vencidos são extremos, as empresas petroleiras entenderam que somente com uma ação conjunta e cooperativa poderiam enfrentar estes desafios. Formaram centros de pesquisa e desenvolvimento integrados com várias disciplinas, por meio de ações conjuntas, com universidades, centros de pesquisas tradicionais, fornecedores de equipamentos e de serviços, de modo a dar respostas às situações extremas que devem e deveriam ser vencidas como; as condições prevalecentes no clima, no ambiente marinho e nas rochas abaixo do leito oceânico; as grandes distâncias entre as plataformas e os poços no fundo do oceano, e entre as plataformas e o continente e a invisibilidade das operações no mar (MORAIS, 2013).

Considerando as condições prevalecentes no clima, no ambiente marinho e nas rochas abaixo do leito oceânico, fatores como, as direções das correntes marinhas, a altura das ondas, a velocidade dos ventos, as tempestades, as pressões hidrostáticas decorrentes da coluna d'água, as baixas temperaturas no fundo do mar, a natureza maleável da camada de sal, as condições estruturais do solo marinho, a composição e o grau de porosidade das rochas sedimentares, entre outros, constituem fenômenos ou características da natureza marinha,

climática e geológica que, ao impor dificuldades técnicas, muitas de alta complexidade, determinam grande parte dos desafios a serem superados e os rumos dos desenvolvimentos tecnológicos na exploração e na produção de petróleo no mar (MORAIS, 2013).

Neste sentido, o desenvolvimento de materiais resistentes para aplicação nos tubos de revestimento (*casing*) de poços na camada de sal, capazes de suportar a pressão e os movimentos das rochas de sal e evitar o colapso dos poços, se mostra como um campo de pesquisa e desenvolvimento importante.

A exploração de petróleo em águas profundas e ultra profundas como o pré sal, tem esbarrado com o problema do comportamento dos tubos nestas condições, não somente quanto a resistência ao colapso, mas também quanto a sua estabilidade, dobramento e fratura frágil devido à ação das elevadas pressões e a presença de gás sulfídrico, existente no petróleo. As elevadas proporções de impurezas encontradas nestes reservatórios, tais como o gás sulfídrico H_2S , já mencionado e o dióxido de carbono CO_2 , provocam corrosão nos materiais e equipamentos, tais como, corrosão por ácido carbonico, corrosão localizada por sulfetos, cloretos e pelo oxigênio, corrosões em operações de acidificação, corrosão sob tensão e trincas por hidrogênio. No caso do aço empregado nas tubulações e nos revestimentos dentro do poço, os problemas de corrosão são agravados pela falta de dispositivos capazes de executar o monitoramento destas falhas (MORAIS, 2013).

Devido a variabilidade das condições ambientais dos poços, como pressão, sua acidez, temperatura e potencial de corrosão, cada fabricante passou desenvolver o seu próprio aço com vistas a cada aplicação específica, atendendo as demais especificações da norma API 5CT 2001 impostas com relação a cada grau de resistência.

Vários requisitos são avaliados na fabricação destes produtos, como: as pressões externa e interna nas quais estarão sujeitos; sua precisão dimensional, como espessura de parede, diâmetro externo, ovalização, excentricidade e o nível de tensões residuais existentes em sua estrutura uma vez que, estes fatores influenciam diretamente na sua performance às pressões de colapso e estabilidade.

O estudo do perfil destas tensões residuais, sua disposição nas paredes do tubo e ao longo do seu comprimento, assim como, sua influência negativa em sua resistência, tem sido tratada pela *American Petroleum Institute* (API) desde 1938 (CHELETTE et al, 2011).

No caso dos tubos destinados à perfuração, revestimento e produção de poços de petróleo e seus componentes, também chamados de OCTG (*Oil Country Tubulars Goods*), estudos mostram que, o efeito maléfico das tensões residuais, está associado a cinco temas técnicos: à performance em colapso; à pressão de escoamento interna; ao escoamento de

conexões; à fragilização por hidrogênio SSC (*Sulfide Stress Cracking*) e aos processos de endireitamento do tubo.

Estas tensões podem alcançar valores próximos aos do limite de escoamento do material base do tubo, produzindo distorções geométricas e diminuindo conseqüentemente sua capacidade de absorção de cargas. No caso dos tubos OCTG, as tensões compressivas na parede interna do tubo reduz de forma significativa a resistência do tubo ao colapso.

Como as tensões residuais são auto equilibrantes e se encontram no campo das tensões elásticas, elas se somam em módulo, às tensões atuantes provenientes dos esforços de trabalho diminuindo a capacidade de absorção de carga do tubo (LU,1996).

A fim de recuperar as propriedades mecânicas originais do material base, a estrutura nestas condições, normalmente deveria passar por um tratamento térmico de alívio de tensões.

Considerando a complexidade destes tratamentos, como também, às dimensões das peças a serem tratadas, a necessidade de fornos de grandes dimensões, energia empregada, espaço de fábrica necessário, etc., propomos, neste trabalho, avaliar a aplicação do processo de Vibração Mecânica (VSR), *Vibratory Stress Relief*, como outro método possível para a realização deste trabalho de alívio de tensões.

O alívio das tensões foi verificado através do teste destrutivo do corte longitudinal de um anel, obtido do tubo antes do teste de vibração e após o teste, analisando a deformação do diâmetro externo do anel antes e após o corte. O método será empregado conforme a norma ASTM E1928-13 (*Ring Splitting Residual Stress Testing*). Através de ensaios de tração, Charpy “V”, dureza Rockwell C e ensaios metalográficos, realizados antes e após os testes de vibração, verificando a influência do método nas condições físicas e mecânicas do tubo.

1.1 OBJETIVOS E JUSTIFICATIVAS

Este trabalho tem como objetivos principais:

- Avaliar o processo de Vibração Mecânica VSR, (*Vibratory Stress Relief*), como um método possível para a promoção de alívio de tensões em tubos OCTG - API 5CT produzidos no processo ERW (*Electric Resistance Welding*);
- Fazer a avaliação das tensões residuais antes e depois da aplicação do processo de vibração mecânica através do método do corte longitudinal do anel;

Foi utilizado um tubo API 5CT GRAU N80Q com diâmetro externo de 178 mm e espessura de 8,05 mm por 3000 mm de comprimento, que foi fornecido pela APOLO

TUBULARS para a realização destes trabalhos. O tubo é identificado como BP851 - 178 x 8,05 N80Q, tendo sido produzido em 04/2014.

Foi feita a caracterização do tubo antes e após a vibração, a fim de verificar se o tratamento provocou algum efeito nas propriedades mecânicas e físicas do material, assim como, a comparação dos resultados dos valores das tensões residuais antes e depois da aplicação da vibração mecânica.

É sabido que as tensões residuais podem comprometer a integridade estrutural de componentes soldados ou deformados plasticamente, pois estas se somam aos esforços de trabalho e, na fase de projeto, normalmente não são consideradas.

Considerando, também, a responsabilidade e o perigo que pode representar uma linha de transporte de combustível, gás, ou outros derivados do petróleo, para as comunidades instaladas ao seu redor e para o meio ambiente, como também, as consequências econômicas relativas ao rompimento de uma dutovia, torna-se importante saber se o produto que se deseja instalar está de acordo com o especificado em projeto, se irá suportar as cargas de trabalho para o qual foi dimensionado.

Como já mencionado, normalmente o estado das tensões residuais, presente no material do tubo não entra nos cálculos de seu dimensionamento, portanto, conhecê-las é de suma importância e, caso estas possuam valores significativos, saber o que fazer para eliminá-las, ou aliviá-las até valores não comprometedores de modo que, as linhas, tanto de exploração, como de transporte e distribuição, sejam construída como planejada, com o seu dimensional respondendo pelas cargas efetivamente consideradas, decorrentes da operação.

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 tensão interna (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. 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 segue;

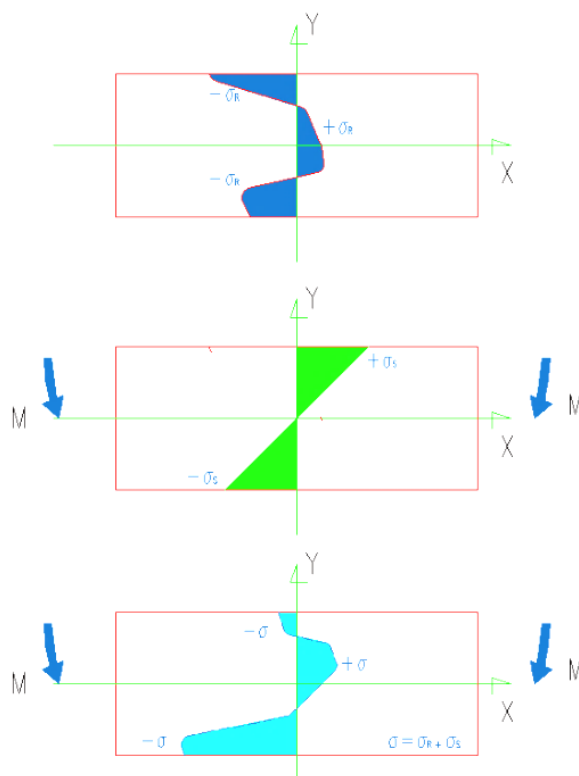
Se possuímos uma amostra submetida a um nível de tensão residual caracterizada pelo vetor σ_r posicionado em um ponto do plano, onde estão aplicadas estas tensões, e superpomos, neste mesmo ponto e mesmo plano, uma tensão σ_A , o real valor da tensão aplicada σ_n neste ponto, será a soma vetorial destas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

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

A figura 1 ilustra um exemplo de superposição das tensões aplicadas às residuais existentes durante o dobramento de uma peça cilíndrica em um teste de fadiga.

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 que 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

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

O primeiro tipo de tensão residual denominada tensão macroscópica, que mais predomina na natureza, em termos de dimensão, 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 (conformação do tubo em um perfil “U”, seguida da conformação no perfil “O” e, após soldado, ser expandido “E” a partir do seu diâmetro interno) ou laminadas no processo ERW (*Electric Resistance Welding*) os processos de tratamentos térmicos em aço, entre outros.

A segundo tipo de tensões residuais, as vezes chamada de micro tensões estruturais, 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). Ocorrem nos materiais metálicos sujeitos a processos que produzem descontinuidades na rede cristalina como vazios, impurezas, falhas de empilhamento, entre outros (MACHERAUCHE, 1986).

Na execução de projetos estruturais as macro 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 são geradas por escoamentos parciais localizados que ocorrem durante o ciclo térmico de soldagem.

Entre as fontes de tensões residuais existentes no processo de soldagem podemos distinguir: (GUROVA, T.; QUARANTA, F.; ESTEFEN, S.)

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*;

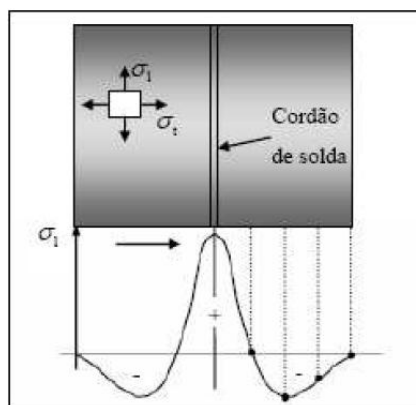
O desenvolvimento de tensões residuais nas construções soldadas é intrínseco ao processo de soldagem e é função dos parâmetros utilizados na execução do cordão de solda, tais como: geometria da junta, número de passes, composição química dos metais de base e de adição, e de outros fatores pertinentes ao processo de soldagem (CINDRA, et al 2007).

O processo é realizado em temperaturas nas quais o módulo de elasticidade e a resistência ao escoamento do metal tornam-se muito pequenos, facilitando o escoamento do

metal que tende a se expandir com as altas temperaturas. Quando ocorre o resfriamento, o material recupera a sua rigidez sob temperaturas ainda altas e sob condições heterogêneas de temperatura, impedindo que a contração ocorra igual e livremente em todas as regiões. As tensões geradas podem ser da ordem do limite de escoamento do metal. No caso de um passe de solda, o material que resfria anteriormente também impede o novo material depositado de se contrair, produzindo neste, tensões residuais trativas, ilustrada na figura 2.

Para o caso da geração de tensões devido à transformação de fases na soldagem, as tensões surgem porque a transformação de fases da austenita para ferrita, bainita, perlita ou martensita, ocorre com aumento do tamanho de grão. Desta forma, o material da zona fundida e da zona termicamente afetada, que sofre transformação de fase, tende a se expandir e será impedido pela parte do metal fria e não transformada (CINDRA et al 2007).

Figura 2 - Esquema do comportamento das tensões residuais nas vizinhanças de uma união por soldagem de chapas finas.



Fonte: LU,1996

Por outro lado, a magnitude das tensões residuais no cordão de solda está intimamente relacionada com a forma construtiva da estrutura a ser produzida, que corresponde ao grau de restrição que a estrutura mecânica oferece à expansão térmica do material de solda e da ZTA (Zona Termicamente Afetada). Esta restrição geralmente é total na direção longitudinal dos cordões de solda (CINDRA et al 2007).

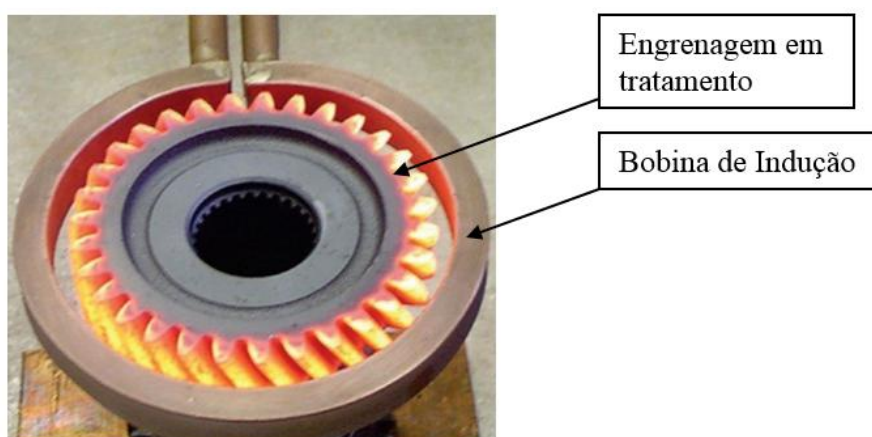
2.3.2. Têmpera total e têmpera superficial

Os tratamentos térmicos de tempera podem ser total ou parcial. Total quando a peça é totalmente austenitizada e depois convenientemente resfriada de maneira a se obter as características mecânicas de dureza e resistência desejadas para toda a peça (CALISTER, 2002), ou parcial, quando se deseja que estas características se situem em

apenas uma região da peça. A transformação de fases, efeitos térmicos, e restrições mecânicas entre as regiões afetadas pelo tratamento com relação à não afetada (tratamento de tempera superficial), resultam em um estado de tensões compressivas na superfície da peça e trativas no seu interior, porém na têmpera total poderá também ocorrer tensões trativas na superfície da peça.

A figura 3 ilustra os processos de tempera por indução e a figura 4 ilustra o processo por chama. Tanto um método como o outro podem levar a peça à austenitização total dependendo das dimensões desta e do tempo exposição à temperatura do processo.

Figura 3 - Têmpera de uma engrenagem feita por indução.



Fonte: NEVES, 2016.

Figura 4 - Têmpera de uma engrenagem feita por chama.



Fonte: COMBUSTOL-METALPÓ, 2016

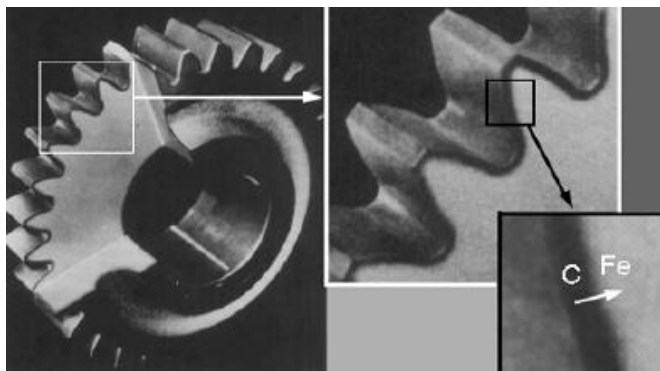
Dependendo da aplicação, necessita-se de um maior controle do ambiente de têmpera. Neste caso, o tratamento é realizado em fornos a vácuo. Nestas condições é possível obter

uniformidade no aquecimento e resfriamento das peças, proporcionando redução de empenamentos e distorções dimensionais (menores níveis de tensões residuais), maior uniformidade nos resultados metalúrgicos ao longo da peça tratada, tanto quanto as propriedades mecânicas como quanto às físicas, evitando também, a oxidação superficial e intragranular e a descarbonetação superficial (COMBUSTOL-METALPÓ, 2016).

2.3.3. Tratamento térmico de nitretação e carbonetação (cementação)

O processo de carbonetação ou cementação consiste na introdução de carbono por difusão na superfície do aço, de modo que este, depois de temperado, apresente uma superfície dura. A profundidade de penetração do carbono depende da temperatura e do tempo. Para produzir uma superfície dura com um núcleo tenaz, deve-se partir de um aço com baixo teor de carbono $\leq 0,25\% \text{ C}$ e aquecê-lo geralmente entre 900° e 950° C em um ambiente rico em carbono e após determinado tempo, promover o resfriamento acelerado cuja velocidade irá depender da sua composição, de modo a gerar a estrutura martensítica de têmpera na sua superfície (SILVA, MEI, 1981). Normalmente existe uma diferença entre a taxa de resfriamento do núcleo da peça com relação à superfície fazendo com que apareça uma estrutura predominantemente composta por ferrita e perlita. Como o volume da martensita é maior do que o da ferrita, originam-se tensões compressivas na superfície da peça. A figura 5 ilustra o resultado do processo de carbonetação na superfície dos dentes de uma engrenagem.

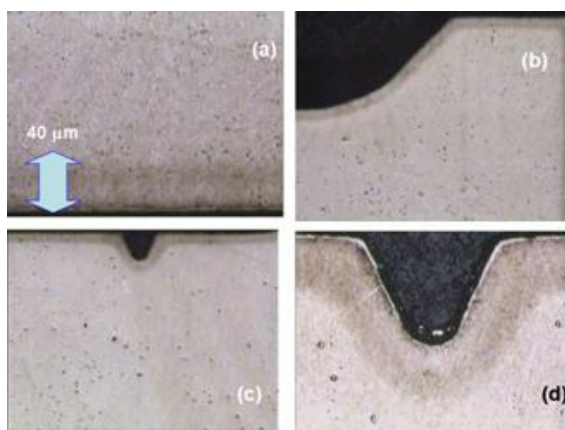
Figura 5 - Tratamento termoquímico de cementação em dentes de engrenagem.



Fonte: GALVÃO et al, 2016

A nitretação, figura 6, é um tratamento termoquímico de endurecimento superficial em que se introduz superficialmente no aço, nitrogênio, sob a ação de um ambiente nitrogenoso, a uma temperatura compreendida na faixa de 500° a 560 °C, não necessitando de nenhum tratamento térmico posterior, reduzindo a possibilidade de empenamentos, distorções e trincas. A nitretação é realizada com o objetivo de obter elevada dureza superficial; aumento da resistência ao desgaste, fadiga e corrosão; melhora da resistência superficial ao calor, até temperaturas correspondentes às da nitretação (SILVA, MEI, 1981). Este tratamento está baseado na mudança de volume. Como o volume de nitretos é maior que os de ferrita predominante no restante da peça, isto promove a geração de tensões compressivas na superfície da peça.

Figura 6 - Tratamento termoquímico de nitretação. Várias ampliações para a camada nitretada de um componente mecânico.



Fonte: GALVÃO et al, 2016

2.3.4 . Tratamentos superficiais - deposição de carbeto e cromo duro.

A prevenção contra o desgaste e corrosão em superfícies metálicas normalmente é feita através da deposição de um componente mais resistente que o metal de base (MCGRANN et al, 1998). Essa deposição pode ser eletrolítica no caso de recobrimentos como o cromo duro em hastes de pistões, ou a anodização de peças em alumínio. Esta deposição também pode ser conduzida através de processos de metalização como flame-spray arame; flame-spray pó; arco-spray; aspersão e fusão e através de processos hipersônicos de deposição como HP/HVOF (*High Pressure/High Velocity Oxygen and Fuel*), figura 7.

Figura 7 - Processo de metalização HP/HVOF



Fonte: OGRAMAC, 2016

Através destes processos é possível depositar componentes como, cobre, estanho, zinco, aços carbono, aços liga e até componentes mais complexos como, CERMETS, uma combinação de cerâmicas e metais; carboneto de tungstênio base cobalto; carboneto de tungstênio base níquel; carboneto de tungstênio base cobalto/cromo; carboneto de cromo base níquel/cromo; super ligas base cobalto – *Stellite*; ligas de níquel/cromo/boro; aços inoxidáveis AISI serie 300 e 400 entre outros.

Vários tipos de recobrimentos introduzem uma melhora significativa na resistência ao desgaste, porém alguns diminuem drasticamente a vida útil do componente, devido ao surgimento de trincas no recobrimento que acabam por adentrar no material base comprometendo sua performance. Estes componentes recobertos acabam por apresentar uma vida em fadiga menor que a do componente sem o recobrimento (MCGRANN et al, (1998).

(MCGRANN et al, (1998) estudaram o efeito do recobrimento de tungstênio cobalto (83%WC–17%Co), aplicado no processo termo spray HP/HVOF, na vida em fadiga do aço SAE 4130 e do alumínio 6061-T6511. Investigaram a influência das tensões residuais geradas, tanto na camada de recobrimento, na interface desta com o metal de base e no metal base. Devido as altas temperaturas que envolvem o processo HVOF e as diferenças nos coeficientes de expansão térmica entre o material de recobrimento e o metal de base, substrato, além do material de recobrimento ser literalmente arremessado com velocidade hipersônica contra o substrato, é inevitável o surgimento de tensões residuais de compressão tanto no recobrimento, como no substrato (MCGRANN et al, 1998).

Controlando os parâmetros do equipamento de metalização, fabricaram amostras com diferentes níveis de tensões residuais de compressão no recobrimento, (leve, médio, alto), tanto para as amostras em alumínio como as em aço; avaliaram as tensões residuais através do método de remoção de camadas e conduziram testes de fadiga por flexão até que ocorresse a

separação da camada do metal base, ou rompimento das peças, ou até o limite de 10 milhões de ciclos.

O objetivo era comparar a eficiência desta proteção com relação aos recobrimentos eletrolíticos tradicionais aplicados com o mesmo intuito de proteção ao desgaste e corrosão, executados com cromo duro no caso do aço e de anodização, no do alumínio, avaliando o efeito das tensões residuais na vida em fadiga destes componentes. Produziram, também, amostras no aço SAE 4130 recobertas com cromo duro obtidas por processo eletrolítico. Aproveitaram, também, para comparar o resultados com peças sem tratamento e as mesmas submetidas ao processo de jateamento com granalha (*shot peening*).

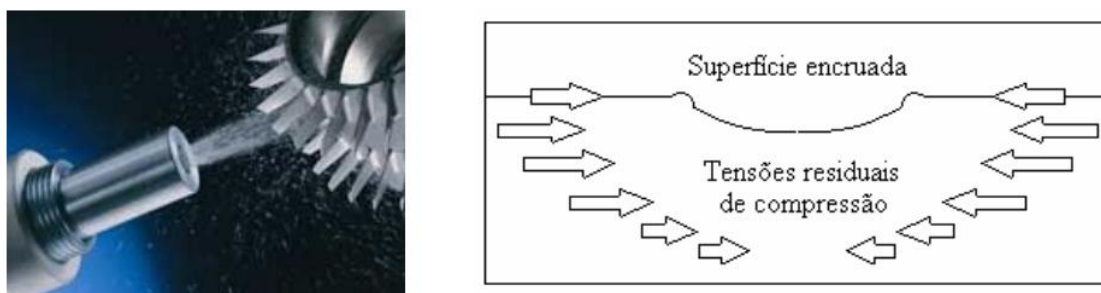
Obtiveram os seguintes resultados:

- Nos testes de fadiga, para as peças em alumínio recobertas com WC-CO, as que tiveram maior vida foram as que apresentaram maior nível de tensão residual de compressão (30 vezes mais ciclos com relação às de menor nível);
- No caso das peças em aço recobertas com WC-CO, as amostras que possuíam um maior nível de tensões residuais de compressão também apresentaram uma maior vida em fadiga. (10 vezes mais ciclos com relação às de menor nível);
- As amostras de aço recobertas com WC-CO com menor nível de tensão residual compressivas apresentaram desempenho igual ou superior às recobertas com cromo duro.
- As amostras de aço recobertas com WC-CO com maior nível de tensão residual compressivas apresentaram desempenho 7,5 vezes superior às recobertas com cromo duro.
- O número de ciclos até a falha para as amostras recobertas com WC-CO com elevado nível de tensões residuais de compressão se aproximaram bastante do número de ciclos até à falha das amostras tratadas com jateamento (*shot peening*).
- As amostras recobertas com cromo duro apresentaram tensões residuais de tração em camadas próximas à superfície com elevada descontinuidade de valores, sugerindo a existência de trincas internas à camada.

2.3.5. Processos de Jateamento com granalhas – Shot Peening.

O jateamento com granalha é um processo mecânico onde a superfície tratada é submetida ao impacto de um jato de granalhas a alta velocidade, impelidas usando ar a alta pressão, causando deformações plásticas e promovendo tensões residuais de compressão na superfície da peça. A figura 8 mostra o processo e a distribuição de tensões na superfície da peça. Este processo aplicado adequadamente, promove, como consequência inúmeros benefícios, sendo que o mais desejado é o aumento considerável da vida à fadiga de elementos de máquinas e estruturas submetidos à ação de carregamentos cíclicos. A superposição das tensões residuais de compressão induzidas sobre as tensões de tração originadas pelo carregamento cíclico de serviço tende a reduzir a ocorrência de fadiga. O grau de aumento da resistência à fadiga está relacionado à magnitude e à distribuição das tensões residuais de compressão induzidas ao longo da espessura, que por sua vez, são dependentes dos parâmetros do processo de jateamento com granalhas (GONZALES, 2009).

Figura 8 - Tensões residuais de compressão geradas no processo de jateamento com granalha.



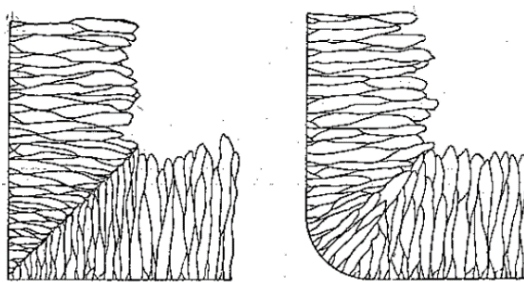
Fonte: GONZALES, 2009

2.3.6. Fundição

É muito frequente os lingotes ou peças fundidas apresentarem fissurações que podem ser superficiais, profundas ou internas. Sua origem comum está nas tensões excessivas que se desenvolvem quer durante o resfriamento ou reaquecimento demasiado rápido, quer durante o trabalho de laminação ou de forjamento. Outras causas, ainda, residem nas tensões que aparecem quando a temperatura da parte interna passa pelo patamar de 723 °C, enquanto que a externa, já está mais fria. Ao passar por esse patamar de temperatura, ocorre no aço uma transformação exotérmica que resulta num certo reaquecimento e consequente dilatação do metal. Este fenômeno pode criar tensões elevadas nas camadas exteriores a ponto de fissurá-

las. Rugosidades da face interior da lingoteira ou impurezas a ela aderentes podem tolher os movimentos de contração do lingote e originar tensões superficiais. Fendas de caráter mais grave, figura 9, podem ocorrer principalmente nas arestas dos lingotes pela pouca aderência dos grandes grãos dendriticos no seu encontro sobre a bissetriz do ângulo do canto da lingoteira. Daí a conveniência de as lingoteira quadradas ou retangulares terem os cantos arredondados, figura 9 (COLPAERT,1974).

Figura 9 - Tensões residuais oriundas das arestas vivas do molde. O arredondamento dos cantos vivos impede a formação de uma linha de menor resistência.



Fonte: (COLPAERT, 1974)

Quando a peças voltam inteiramente à temperatura ambiente, a parte interna se contrai mais que a superfície. Como resultado, a parte interna fica sujeita a tensões residuais de tração, e a superfície se encontra submetida a tensões residuais de compressão (BEER, JOHNSTON, 1995).

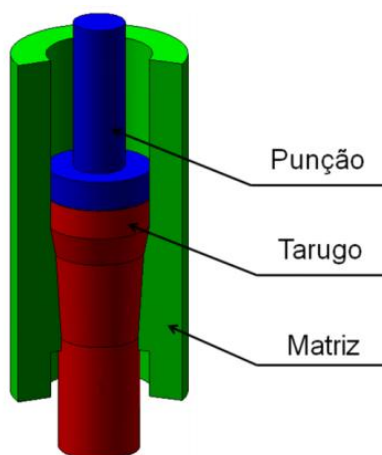
2.3.7. Processos de Conformação

O aparecimento de tensões residuais, em processos de conformação mecânica, tais como; laminação, dobramentos, extrusão, têm como principal mecanismo a forma heterogênea das deformações plásticas ocorridas entre as várias regiões deformada 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. 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-PEREZ, 2005) (MARTINS, 2005) (SOARES, 2012). Essas tensões residuais podem ser, prejudiciais ou não, dependendo da aplicação do produto e do tipo de tensão residual a que o mesmo está sujeito. Como já falado anteriormente, existe dois tipos de tensões residuais a que o corpo conformado está sujeito; as trativas e as

compressivas. 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. O fato delas provocarem uma mudança dimensional na peça, causada pela recuperação elástica do material após a conformação, afeta a estabilidade do material e a resistência a deformação. As tensões residuais tratativas devem ser evitadas em peças submetidas a esforços mecânicos cíclicos devido ao fato de que, por sua natureza, facilitarem a nucleação e a propagação de trincas, levando-as a falharem por fadiga mecânica (BIANCHI, E. C. 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).

A figura 10 ilustra o processo básico de uma extrusão a frio. Souza, Neves e Tayer, (2010), analisaram os valores das tensões residuais oriundas do processo de extrusão a frio através do método por elementos finitos, cujos resultados praticamente coincidem com os obtidos experimentalmente, e concluíram que a melhor condição da matriz para a geração de tensões residuais compressivas, na superfície da peça, e tratativas, no seu interior é aquela que combina uma maior redução da secção transversal com um menor ângulo de entrada na ferramenta, associado a um baixo coeficiente de atrito e menor região de calibração.

Figura 10 - Esquema do processo de extrusão a frio.



Fonte: SOUZA, NEVES, TAYER, 2010.

2.3.8. Gerenciamento das Tensões Residuais em Tubos

O interesse pelas tensões residuais em tubos começou em 1938 tendo a frente o próprio comitê da *American Petroleum Institute (API) 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 et al, 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. Propagação de trinca por H_2S (*Sulfide Stress Cracking (SSC)*); E. Processos de endireitamento do tubo (CHELETTE et al, 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 modo, a melhorar desempenho do tubo em colapso incluindo um ou a combinação dos processos abaixo:

- a) 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.
- b) 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.
- c) 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, que contém um procedimento 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 et al, 2011).

O governo federal dos Estados Unidos recentemente apertou 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 et al, 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 a 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 et al, 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 et al, 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 et al, 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 et al, 2011).

D. Fissuração sob Tensão Induzida por Sulfeto” ou “Fragilização por H₂S” (*Sulfide Stress Cracking-SSC*).

No ano de 1991 foi feito um relatório para o grupo de estudos sobre produtos utilizados em revestimento de poços de petróleo OCTG, o qual referenciava um artigo intitulado “Planejamento para altas concentrações de ácido sulfídrico H₂S (*“Planning for High H₂S Concentrations”*)” por Charles J. Levesque (*Hydril Company*) no qual ele afirmava que, “A microestrutura final e a resistência do aço à fragilização por H₂S, aplicado em OCTG, pode ser melhorada. O trabalho de conformação a frio, causa um incremento nas tensões residuais as quais reduzem sua resistência à fragilização por H₂S (SSC)”. Estas tensões podem ser devidamente removidas através de um alívio de tensões da área afetada (CHELETTE et al, 2011).

Em Janeiro de 2011, o Comitê Consultivo de Produção de Pesquisa da API (*Production Research Advisory Committee - PRAC*) apresentou um relatório para o grupo de pesquisas de produtos aplicados em ambientes azedos (*sour*), com elevada concentração de H₂S, sobre um teste completo com amostras de tubos fabricados com aço C-110, com elevada resistência a estes ambientes, os quais foram testados segundo a norma NACE (*National Association of Corrosion Engineers, USA*) solução A. As amostras vieram a falhar após 1,5 dias, na pressão de teste de 2000 psi, quando, segundo ao Diagrama de Análise de Falhas (*FDA*) da própria norma, estes elementos deveriam suportar o nível de pressão de 3.162 psi antes de falhar. Foi feito um estudo por elementos finitos procurando identificar o porquê desta diferença em pressão de 58% não ter sido alcançada. E uma das possibilidades foi a existência de tensões residuais existentes no valor de -17,9 ksi, de compressão na superfície interna do tubo e tensão de tração na superfície externa, as quais foram encontradas e obtidas através do método

do anel (*Split ring method*). O valor destas tensões residuais não foi considerado nas equações do diagrama de análise de falhas apresentado na API TR 5C3. Aplicando o FEM no tubo da amostra, e conhecendo em profundidade o estado da superfície do tubo, suas imperfeições, o fator de intensificação de tensão de ponta da trinca KI, sem tensão residual circunferencial, para todo o invólucro, foi calculado com 7,9 ksi. Assim, o tubo de teste contendo como propriedade do material, um fator de tensão de ponta da trinca KI = 15,6 ksi deveria ser suficiente para prevenir a propagação de trinca e falha a baixas pressões. Ainda assim, ocorreu a falha. Simulando novamente no FEM, com um perfil de tensões residuais circunferenciais de compressão próximo ao encontrado de -18 ksi na parede interna do tubo e a correspondente na externa, e recalculando o KI, foi encontrado para este, o valor de 15,2 ksi muito próximo do valor empírico de 15,6 ksi, caracterizado como propriedade do material. Logo, se o tubo estivesse livre de tensões residuais circunferenciais, ele não teria apresentado fratura frágil nestas condições. Portanto, mesmo com níveis baixos de tensão residual da ordem de 16% da tensão mínima de escoamento (- 16%SMYS), a amostra ficou muito próxima da sua capacidade limite no tempo para a falha (tempo de teste), o que mostra que, em ambientes severos, onde o produto é levado a sua solicitação máxima, as tensões residuais existentes devem ser consideradas (CHELETTE et al, 2011).

E. 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.

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.

- 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 et al, 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 seu do comprimento, tendendo a ser maior na superfície interna do tubo. Como estas tensões se somam as 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 as previstas (FONSECA, 2012).

2.3.9. Bobinamento e desbobinamento de chapas

Visando a fabricação de tubos a partir de chapas em bobinas, Quach, Teng e Chung, 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

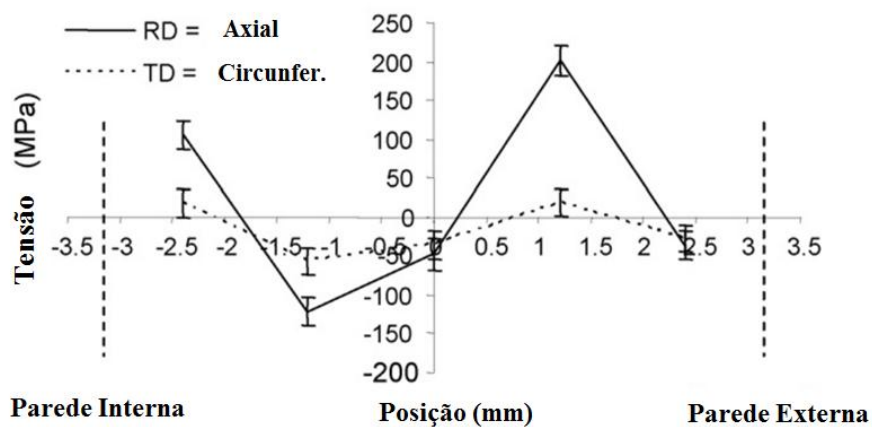
problema como flexão pura com o processo de deformação se situando no campo elasto-plástico plano. Os resultados obtidos com as formulações propostas foram comparados a um modelo de elementos finitos desenvolvido por eles e os resultados foram totalmente coincidentes entre si. O modelo analítico tem 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 mostram que o modelo adotado permite 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.

2.3.10. 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 têm-se:

- As tensões residuais longitudinais medidas na chapa bobinada apresentaram os maiores valores. Muitas das tensões residuais são 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. Já as tensões residuais circunferenciais apresentaram valores pequenos como já era esperado, figura 11.

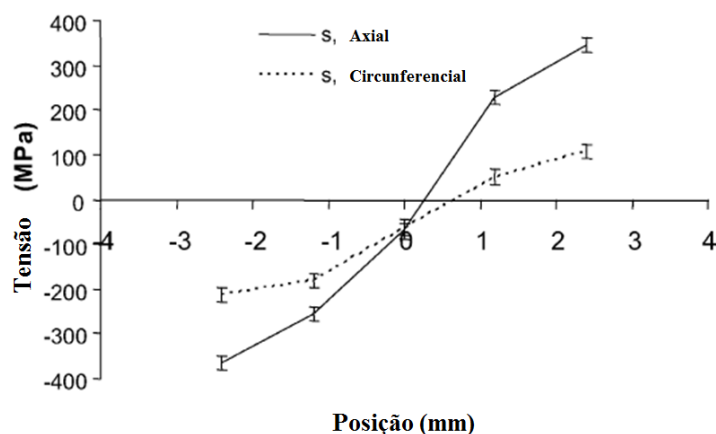
Figura 11—Tensões Residuais existentes em uma bobina de aço API 5L X70 com espessura de 6,4 mm.



Fonte: Adaptado de LAW et al 2006.

- Os valores de tensão longitudinal continuaram mostrando-se maiores, ao longo da espessura da amostra de -370 a +350 MPa, próximo às faces interna e externa, respectivamente, do que as circunferenciais (de -200 a +100 MPa), figura 12.

Figura 12—Tensões Residuais existentes ao longo da espessura do tubo.

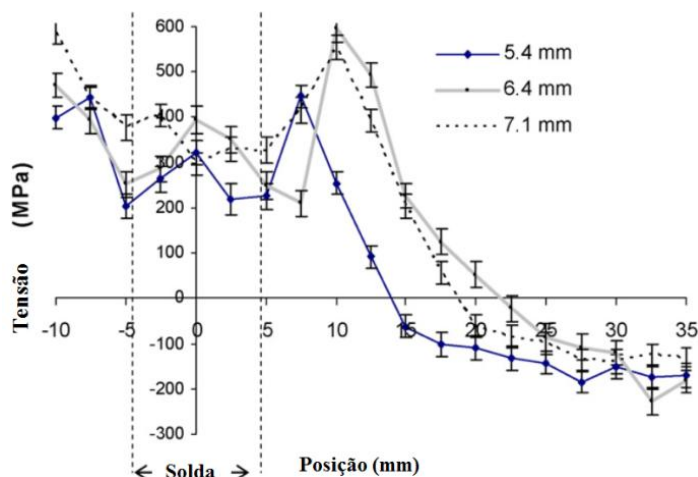


Fonte: Adaptado de LAW et al 2006.

- Encontraram um valor máximo para a tensão residual de 594 Mpa na direção circunferencial da amostra de 6,4 mm, figura 13, acima do valor atual mínimo de 543 MPa e muito além do valor do escoamento mínimo especificado de 483 MPa. A tensão residual máxima encontrada de 594 MPa excedeu em muito o valor limite da tensão de

escoamento mínimo de 483 MPa, a qual é normalmente considerada como o valor máximo para as tensões residuais na região da solda, figura 13.

Figura 13—Tensões residuais circunferenciais na solda entre tubos. API 5L X70 e nas suas vizinhanças.



Fonte: Adaptado de LAW et al 2006.

2.4. MÉTODOS PARA MEDIR AS 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 drilling method”*.
2. A técnica de medição do centro do anel ou *“The ring core techinique”*;
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 reticulo 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 Barkhausen e o método magnetostricção. Magnetostricção ou magnetostricção 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 é sensível aos três tipos de tensões residuais, mas não são capazes de fazer a distinção entre elas (LU, 1996).

A tabela 1 resume o que dissemos até aqui sobre os métodos para medição de tensões residuais, com comentários, alguns detalhes e as normas técnicas que regem a aplicação de algumas delas (SOUSA, 2012).

Tabela 1– Métodos mais comuns de medição de tensão residual.

CLASSIFICAÇÃO	PRINCIPAIS MÉTODOS	COMENTÁRIOS
Semi destrutivos	Furo Cego	Execução de um furo de 0,8 a 3,2 mm de diâmetro. Método normalizado pela ASTM-E-837
	Remoção de camadas (Método da deflexão)	Camadas retiradas por ataque químico. Pode estar aliada ao Método difração de raio X.
Destrutivos	Método do seccionamento	Cortes parciais longitudinais ou transversais ao eixo de peças assimétricas, ex.: cilindros. Seccionamento longitudinal do anel ASTM E 1928-13,
	Método da difração de raio -X	Variação das distâncias entre os planos atômicos. Técnica normalizada pela SAE-J784a.
Não-destrutivos	Método da difração de nêutrons	Semelhante ao método de difração de raio X, no entanto, com inspeção em todo o volume
	Método ultrassônico	Variação da velocidade de ondas ultrassônicas no interior do material.
	Método magnético	Relação entre propriedades magnéticas, permeabilidade, indução e efeito Barkhausen

Fonte: Adaptado de SOUSA, 2012.

As tabelas 2 e 3 comparam os métodos relacionados na tabela 1 quanto a capacidade de leitura, precisão, profundidade de análise, custo do equipamento, entre outros parâmetros.

Tabela 2– Comparações entre os métodos de medição de tensões residuais considerando as características do material e os problemas geométricos da região a ser analisada.

Método	Furo Cego	Deflexão	Seccionamento	Difração de Raio –X	Difração de Neutrons	Ultrassônico	Magnético
Problemas de texturas e grãos grandes	Não	Não	Não	Sim	Não	Sim	Não
Sensibilidade ao endurecimento por deformação	Baixo	Baixo	Baixo	Alto	Médio	Alto	Alto
Análise em materiais com múltiplas fases	Tensões principais em todas as fases	Tensões principais em todas as fases	Tensões principais em todas as fases	Tensão em cada fase se a menor fase exceder certa fração de volume	Tensão em cada fase se a menor fase exceder certa fração de volume	Tensões principais em todas as fases	Tensões principais em todas as fases ferromagnéticas
Medida de tensão em materiais amorfos	Possível	Possível	Possível	Impossível	Impossível	Possível	Possível em fases ferromagnéticas
Medidas em partes com pequenos raios de curvatura	Possível se $r > 5$ mm	Possível com o método de Sachs	Difícil	Possível se $r > 0,5$ mm	Possível se a medida estiver abaixo da superfície	Difícil; necessidade de sensor especial	Possível se $r > 5$ mm
Medidas de camadas (espessuras das camadas)	Maiores que 50 μ m	2 μ m a 3 μ m	Maiores que 2 mm	Todas as espessuras	Maiores que 2 mm	0,1 μ m a 3 mm. Problemas de porosidade	0,01 mm a 1 mm

Fonte: LU, 1996

Tabela 3– Comparação geral entre diferentes técnicas - **Fonte:** LU, 1996

Método	Furo Cego	Deflexão	Seccionamento	Difração de Raio –X	Difração de Nêutrons	Ultrassônico	Magnético
Hipóteses básicas	Tensão biaxial e uniforme na superfície do furo	Tensão biaxial e uniforme de um retângulo com comprimento e largura muito maior que a espessura	Campo de tensão 3- D	Padrão: material policristalino de grãos finos, isotrópico e homogêneo	Material policristalino, isotrópico e homogêneo	Material isotrópico e homogêneo, tensão homogênea no caminho acústico entre o transmissor e o receptor	Material ferromagnético
Tipos de Tensões Residuais Analisadas	Macroscópica	Macroscópica	Macroscópica	Macroscópica Microscópica	Macroscópica Microscópica	Macroscópica Microscópica e sub microscópica	Macroscópica Microscópica e sub microscópica
Parâmetros medidos	Deformação ou deslocamento superficial	Deslocamento superficial Deformação ou deflexão	Deformação ou deslocamento superficial	Mudança no espaçamento interplanar do material policristalino	Mudança no espaçamento interplanar do material policristalino	Variação da velocidade da onda ultrassônica	Amplitude de ruído Barkhausen ou permeabilidade magnética
Área de análise mínima (uso padrão)	0,5 mm ²	1000 mm ² para o método da deflexão; 100 mm ² com o uso de extensômetros	100 mm ²	0,5 mm ²	4 mm ²	0,1 mm ² (método da alta frequência) 30 mm ² (método convencional)	1 mm ² (método De Barkhausen) 100 mm ² (Método de Permeabilidade Magnética)
Profundidade mínima de análise	20 µm	20 µm	1 a 2 mm	Dezenas de micrometros	1 mm	15 µm a 300 µm	100 µm
Custo do equipamento [US\$]	10.000 a 50.000	1.000	15.000	100.000 a 200.000	Alguns milhões	40.000 a 200.000	10.000 a 60.000
Portabilidade do sistema de medida	Sim	Não	Sim	Sim	Não	Sim	Sim
Precisão usual na maioria dos casos	± 20 MPa	± 30 MPa	± 10 MPa	± 20 MPa	± 30 MPa	10 a 20 Mpa	10 a 20 MPa
Tempo de medição	40 minutos, a 2 horas	30 minutos, a 8 horas	40 minutos, 5 horas < T < 200 horas	20 minutos, a 8 horas	2 horas a 1 semana	Muitos minutos, 20 minutos	Instantâneo, 10 minutos
Profundidade de inspeção	0,02 a 15 mm	0,1 a 3 mm	Todas profundidades acima de 1mm	1 a 50 µm	2 a 50 mm	0,15 a 3 mm	0,1 a 1 mm

Neste trabalho utilizou-se a técnica destrutiva do método do anel (*Ring Splitting Residual Stress Testing*), por ser recomendado pela norma ASTM E 1928-13 e largamente aplicada no mercado para o caso analisado. Devido a isso, nos concentraremos em expor com detalhes o método utilizado sendo que os demais serão apenas mencionados. Um aprofundamento nestes poderá ser feito através do livro de Jean Lu, *Handbook of Measurement of Residual Stress*, exhaustivamente utilizado neste trabalho.

2.4.1. Método do Anel (*Ring Splitting Residual Stress Testing*)

O método do anel, regido pela norma ASTM E 1928-13, se insere nos métodos destrutivos para a verificação de tensão residual, e permite obter o valor da tensão residual circunferencial com certa precisão, em tubos com paredes finas, consistindo em tomar anéis de um tubo com comprimento determinado e cortá-los longitudinalmente, com serra mecânica, ou com máquina ferramenta ou por descarga elétrica, sendo que, neste caso, alguns cuidados devem ser tomados a fim de que, o calor do corte seja o mais concentrado possível, nesta região. A medida da variação do diâmetro externo antes e depois do corte permitirá avaliar e quantificar a tensão residual circunferencial existente na secção de estudo (ASTM E 1928-13).

Este método é utilizado para estimar a tensão circunferencial existente em um tubo após ter sido removida a carga, ou o próprio tubo ter sido retirado do ambiente na qual estava operando. O método assume a hipótese de uma distribuição linear das tensões residuais ao longo da parede do tubo, considerando que a dimensão da espessura da parede não exceda em 1/10 do diâmetro externo do tubo. Até em casos em que esta consideração não é estritamente atendida, a experiência tem mostrado que a tensão residual estimada por este método, tem se mostrado excelente indicador da suscetibilidade da fratura por corrosão em tubos metálicos ligados quando expostos a determinados ambientes (ASTM E 1928-13).

O método foi utilizado primeiramente para estimar a tensão residual de fabricação em tubos novos de diâmetro externo de 19 mm (0,75 in) e 25 mm (1 in) com espessura de 1,3 mm ou inferior. Embora possam ocorrer dificuldades na medição de tubos menores ou maiores, parece não haver qualquer limitação de tamanho teórico sobre a aplicabilidade desta prática (ASTM E 1928-13).

A norma solicita que o comprimento da amostra seja de, pelo menos três vezes o diâmetro externo do tubo a fim de evitar os efeitos prejudiciais das bordas do tubo. Também solicita que ao se fazer as medidas do diâmetro externo do anel antes do corte, este seja feito

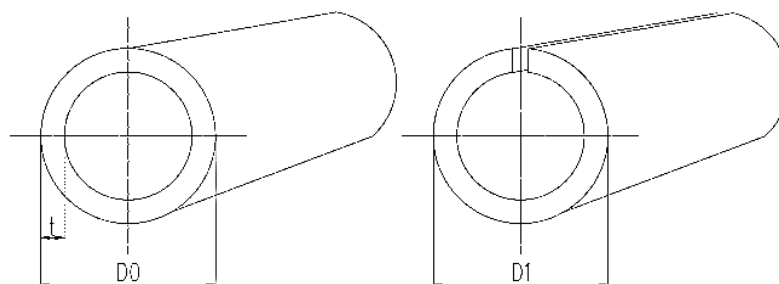
pelo menos na seção média do comprimento do anel em vários pontos a 45° de maneira a compensar possíveis ovalizações (ASTM E 1928-13).

Uma vez escolhida a posição do corte longitudinal do tubo, a norma sugere que este seja traçado. Uma vez cortado, o diâmetro externo D_1 do tubo aberto, deverá ser medido em quatro secções ao longo do comprimento do anel, a 90° do corte. A espessura do tubo também poderá ser obtida nesta ocasião, devendo esta ser medida, também em quatro pontos igualmente espaçados a 180° do corte. Em todos os casos, a média das dimensões será considerada a dimensão do componente.

Para as medições dos diâmetros, estas deverão apresentar um grau de incerteza menor ou igual a 0,013mm (0,0005 in) o que obriga o aparelho a ser utilizado a uma precisão maior ou igual a 0,026mm. No caso da medição da espessura, a norma solicita que a precisão do aparelho seja de pelo menos, 0,013mm.

A tensão circunferencial “S” estimada é obtida através da variação dimensional do diâmetro externo do tubo “ D_0 ”, medido antes do corte longitudinal do anel, com relação à mesma medida “ D_1 ” após o corte. As dimensões descritas são mostradas na figura 14 e a equação 2 fornece a tensão circunferencial “S” estimada.

Figura 14–Dimensões do diâmetro do tubo D_0 e espessura antes do corte (a), dimensão D_1 do tubo cortado (b).



Fonte: Elaborador pelo autor, 2016.

$$S = \pm \frac{Et}{1 - \mu^2} \times \frac{D_1 - D_0}{D_1 D_0} \quad (2)$$

Onde:

S = Tensão circunferencial de superfície.

E = Módulo de elasticidade (21.000 Kgf/mm²)

t = espessura efetiva do tubo (mm)

D_1 = Diâmetro do tubo após o corte (mm).

D_0 = Diâmetro do tubo antes do corte (mm).

μ = Razão de Poisson assumido com 0,3 (PINHEIRO, 2005)

Se o $D_1 > D_0$, as máximas tensões de tração residual circunferencial ocorrem na parede externa do tubo. Se $D_1 < D_0$, as máximas tensões de tração residuais circunferencial ocorrem na parede interna do tubo.

Vários são os trabalhos que têm utilizado desta técnica para avaliação das tensões residuais existentes em tubos e também em peças estampadas. A precisão dos resultados obtidos são bem próximos dos resultados obtidos com técnicas mais sofisticadas, como as que se utilizam de extensômetros na determinação destas tensões circunferenciais, mostrando a viabilidade do método.

Como exemplo, a norma apresenta valores de tensão residual circunferencial obtidas através do método do corte longitudinal do anel e através de extensômetros, adequadamente posicionados para este fim, para dois tamanhos de tubos fabricados a partir de aço austeníticos 6% Mo. Os resultados são expressos na tabela 4 onde D_0 é o diâmetro externo do tubo e “t” a sua espessura.

Tabela 4 – Valores de tensão residual circunferencial para tubo em aço inoxidável austenítico 6% Mo.

$D_0 \times t$ mm (in)	Método de Medição	Tensão	
		KPa	(psi)
22 x 0,71 (7/8 x 0,028)	Secção de Anel	154000	22300
	Secção de Anel	160000	23200
	Extensômetros	165000	24000
25 x 0,71 (1 x 0,028)	Secção de Anel	160000	23200
	Extensômetros	174000	25300

Fonte – NORMA ASTM E 1928-13

No seu trabalho sobre a “Ocorrência de trincas por Fadiga”, para fazer uma avaliação da tensão residual circunferencial, GODOY, 2008, aplicando uma variação da técnica, utilizou-se de três anéis do tubo API X65 em estudo, nas dimensões de Ø 609,6 diâmetro externo, por 15,87 mm, de espessura com 304,8 mm de comprimento.

Fonseca, 2012, fazendo uma análise acusto-elástica em tubos OCTG (*Oil Country Tubulars Goods*) do tipo casing API 5CT N80Q, avaliando a anisotropia e as tensões residuais circunferenciais existentes em três fases do seu processo produtivo, antes da realização de tratamento térmico de tempera e revenimento e após este o processo de endireitamento, analisou a anisotropia do material de seis tubos nestas fases e as tensões

residuais pelo método da birrefringência acústica. Comparando os resultados da tensão média circunferencial obtida por este método com a obtida através do método do corte do anel, que ele utilizou para comparar os resultados, encontrou apenas a diferença de 3%, o que mostra a eficácia deste procedimento. Para caracterizar a influência do processo de endireitamento no incremento de tensões residuais nos tubos, utilizou-se da tabela 5, elaborada por Mehdizadeh, 1973 e complementada por ele, que foi confeccionada utilizando o método do seccionamento do anel (*Ring Splitting Residual Stress Testing*) para várias dimensões de tubos.

Tabela 5 – Tensões residuais em tubos casing antes e após o desempenho.

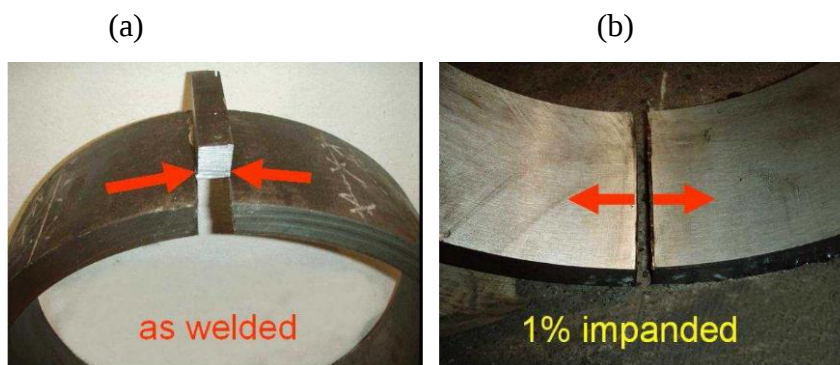
MAGNITUDE E NATUREZA DAS TENSÕES RESIDUAIS EM CASINGS ANTES E DEPOIS DA OPERAÇÃO DO ENDIREITAMENTO					
Grau	D₀ externo	Peso		Tensão Residual Média - psi	
		Lbf/f	D/t	Antes	Depois
P-110	9 5/8	47,00	20,39	4050	23300
	7 5/8	29,70	20,33	9920	45170
	7	26,00	19,33	4670	34250
	7 5/8	33,70	17,73	11200	51300
	9 5/8	53,50	17,66	-890	39830
	7	29,00	17,66	2050	20850
	7	29,00	17,66	4600	24370
	5	15,00	16,89	3000	32480
	7	32,00	15,45	0	24960
	5 1/2	20,00	15,23	-1950	51400
	7	35,00	14,06	0	30470
	5	18,00	13,81	1590	32570
N-80	7 5/8	26,40	23,76	-2178	25634
	7 5/8	33,70	18,00	-2985	13945

Fonte – FONSECA, 2012

Já Reichel¹, Pavlyk¹ e Loose, 2012, em seu estudo de análise de tensões residuais em tubos soldados API 5L X65 e revestidos internamente com liga *Alloy 625* produzidos através do processo de conformação JCO, na qual a chapa é dobrada no formato de um “J”, logo após, no formato “C” e finalmente no formato “O”. Estes tubos, foram submetidos a

compressão externa através de um equipamento calibrador, também chamado de impander. Os autores procuraram avaliar as tensões circunferenciais existentes antes e depois da calibração utilizando, para isso, dois tubos, sendo que, somente um deles sofreria compressão de calibração. Para avaliar as tensões com e sem a compressão externa, utilizaram o método de seccionamento do anel (*Ring Splitting Residual Stress Testing*). Cortaram anéis com 150 mm de comprimento, menor do que solicita a norma, e seguindo o procedimento, fizeram a secção longitudinal na posição de solda. Verificaram que no caso do anel como soldado, houve estreitamento do corte, ou seja, o anel fechou. Devido a isso, tiveram que fazer mais um corte longitudinal na peça de maneira a conseguir uma melhor precisão de medida, figura 15a. No caso do anel do tubo que sofreu a compressão externa (*Impander*), a largura do corte aumentou mostrando que o anel abriu, figura 15b.

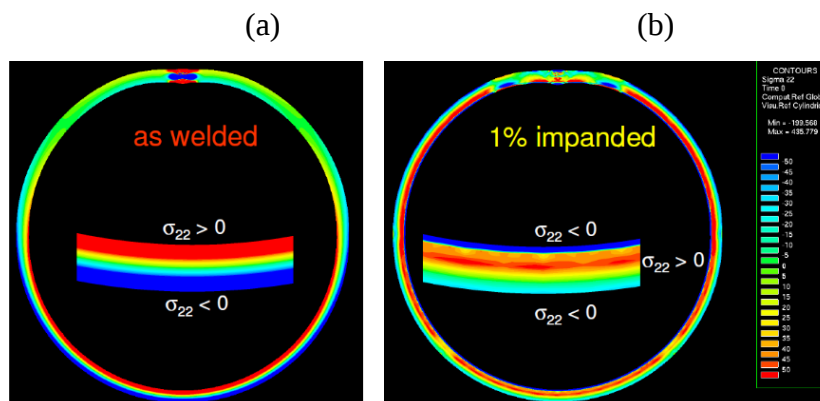
Figura 15 – Teste do anel. (a) Tubo como soldado tende a fechar o espaço de corte. (b) tubo após calibração (compressão externa de 1% do diâmetro) tende a abrir o corte.



Fonte: Reichel1, Pavlyk1 2012

Os testes mostram que, no primeiro caso do tubo como soldado, apresentou tensão residual de tração na sua parte interna e de compressão na parte externa, e o segundo, caso mostrou-se mais complicado, com o tubo apresentando, tanto na parte interna como na externa tensões de compressão, que foi comprovado através da simulação por elementos finitos, figura 16a e 16b.

Figura 16 – Distribuição da tensão circunferencial calculada para o tubo como soldado(a) e após a compressão externa 1% do diâmetro (*impander*) (b).



Fonte: Reichel1, Pavlyk1 2012

Laurent et al, 2009, no estudo do fenômeno de *spring back* em peças fabricadas em alumínio pelo processo de embutimento – *deep-drawn cup* -, utilizou o método do anel (*Ring Splitting Residual Stress Testing*) para verificar a influência das tensões residuais no fenômeno de *spring back*, justificando a aplicação do método, através de uma análise numérica e computacional por FEM (*Finite Element Method*), obtendo resultados para a dimensão de abertura do anel, após o corte, muito próximos dos valores experimentais. Verifica que as tensões circunferenciais, à peça conformada, são as que possuem maior influência no fenômeno de *spring back*. Também, ressalta que, nos últimos anos, este método de análise de tensões residuais, tem recebido muita atenção porque, de forma simples, relaciona o fenômeno de *spring back* com o relaxamento de parte das tensões residuais existentes no componente, permitindo a sua mensuração, citando inclusive, vários trabalhos que comprovam a eficácia do método.

Teles, 1999, mostra, através da NORMA ASME B 31 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 as pressões de trabalho. Logo, as tensões residuais circunferenciais, de que vimos falando, se somarão em módulo a estas tensões de trabalho, o que evidencia a importância do método do anel na análise das mesmas.

2.5. AÇOS EMPREGADOS NA PROSPECÇÃO TRANSPORTE E DISTRIBUIÇÃO DE PETRÓLEO E GAS.

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.

Antes do desenvolvimento dos aços de alta resistência e baixa liga ou aços micro ligados (ARBL ou *HSLA* em inglês), os tubos eram produzidos com aços endurecidos pela adição de carbono e manganês possuindo, desta forma, péssimas soldabilidade e tenacidade.

O teor de carbono dos aços produzidos, que era em torno de 0,25%, foi reduzido substancialmente para valores próximos de 0,05%. Essa redução introduziu uma melhora significativa na soldabilidade do aço, mas, em contrapartida, aumentou a razão elástica, correspondente à relação entre o seu limite de escoamento pelo seu limite de resistência (LE/LR). Este aumento não é desejado, pois diminui a capacidade do material de tolerar deformações plásticas (PALMER; KING, 2008). Para um tubo expandido a frio a norma API-5L exige que a relação entre o limite de escoamento e o limite de resistência (LE/LR) não ultrapasse 0,93.

Com os aços *HSLA* (*High Strength low alloys*), contendo baixos teores de carbono (C), pequenas adições de nióbio (Nb), vanádio (V), titânio (Ti), boro (B), molibdênio (Mo) e níquel (Ni), se obtém limites de escoamento acima de 40 ksi (276 MPa) na condição laminado, tendo como característica, uma boa relação entre a resistência mecânica e a tenacidade. Devido ao baixo teor de carbono, possuem boa soldabilidade, quando comparados aos aços carbono convencionais de mesma resistência mecânica. Hoje, os aços utilizados na fabricação de tubos API 5L, a partir do grau X42 são do tipo ARBL (SOEIRO; ROCHA; BRANDI, 2013).

A principal vantagem no uso de aços *HSLA* é que, devido a sua maior resistência mecânica, a espessura de parede dos tubos, considerada para a mesma pressão interna, pode ser diminuída, reduzindo assim o peso e os custos envolvidos no transporte e montagem (BAI, 2005).

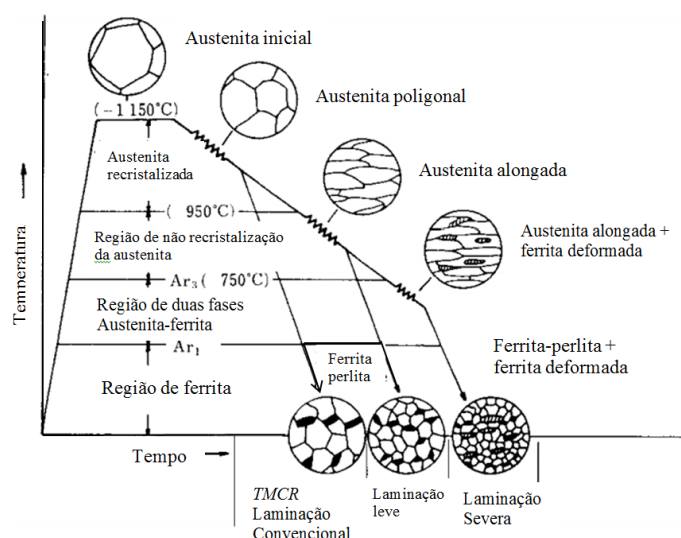
Propriedades mecânicas como: resistência, soldabilidade, tenacidade à fratura, ductilidade ou formabilidade, resistência à corrosão, resistência à fissuração induzida pelo hidrogênio, resistência do aço quanto à fragilização pelo H₂S contido no petróleo, entre outras, vêm sendo obtidas com o contínuo desenvolvimento destes aços micro ligados da classe API. Com o melhor controle do teor de enxofre presente no aço foi possível o desenvolvimento de aços específicos para “*sour service*”. Hoje, o teor de enxofre nestes materiais foi reduzido de 0,05% para 0,002% (PALMER; KING, 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.

A possibilidade de se utilizar tubos soldados de grande diâmetro e elevada resistência, e de menor espessura para transporte de óleo e gás, vislumbra o transporte de grandes volumes de produto a alta pressão por longas distâncias com segurança operacional. Ratnapuli (2007) mostra que quanto maior for a pressão e o diâmetro interno, maior será a vazão e, conseqüentemente, maior volume de produto transportado.

No começo da década de 80 foi introduzido um melhoramento nos processos termomecânicos de processamento de chapas até então utilizados. Ao processo em questão, que era chamado de laminação controlada ou pela sigla TMCR (*Thermomechanical Controlled Rolling*), foi introduzido o que foi chamado de resfriamento acelerado, que consistia em resfriar o material rapidamente após a etapa final de laminação, de 800 °C a 500°C. Após atingir a temperatura final, o resfriamento passou a ser feito ao ar para permitir a formação de bainita. Esta técnica, que reuniu o processo de laminação controlada seguido de resfriamento acelerado, foi denominada Laminação Controlada com Resfriamento Acelerado e, em inglês TMCP (*Thermomechanical Controlled Process*) (ORDOÑEZ, 2004). O gráfico da figura 17 ilustra o processo e a microestrutura formada a cada fase do resfriamento em laminação controlada para o aço X70 da norma API 5L, para tubos destinados ao transporte e condução de óleo e gás, que possui uma tensão mínima de escoamento de 70 ksi.

Figura 17 - Processo TMCP x processo convencional e micro estrutura para o aço X70.



Fonte: adaptado de SHIGA, 1981

Utilizando-se desta técnica foi possível obter uma microestrutura com grão refinado, reunindo alta resistência mecânica e tenacidade (HULKA, BORDIGNON, GRAY, 2003) (TAMEHIRO, HYAMADA, MATSUDA, 1985).

Vários autores afirmam que a tendência mundial é de que sejam utilizados tubos com diâmetro cada vez maiores, menor espessura de parede e pressões mais elevadas. Ratificando, Roza (2006) afirma que, mantendo-se o diâmetro e pressão constantes, é possível uma redução de 12,5% na espessura de parede com a utilização de um tubo X80 ao invés de um tubo X70.

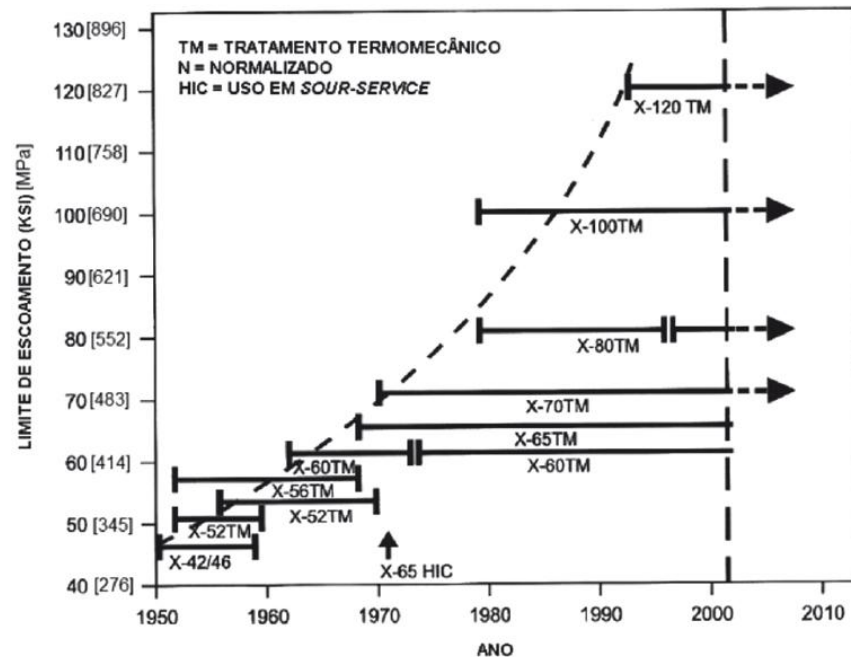
No Brasil o aço X80 foi especificado na fabricação de Tubos com diâmetro externo de 863,6 mm e espessura de 19,04 mm API 5L X80 para o projeto Mexilhão da Petrobras (GODOY, 2008).

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 o 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 internacional ISO-3183, publicada em 2007, já elevou os graus do aço desde o grau X80 para mais três graus superiores X100, X110 e X120. Este incremento em requisitos mecânicos tornou-se tecnicamente possível devido ao processo de produção *TMCP*.

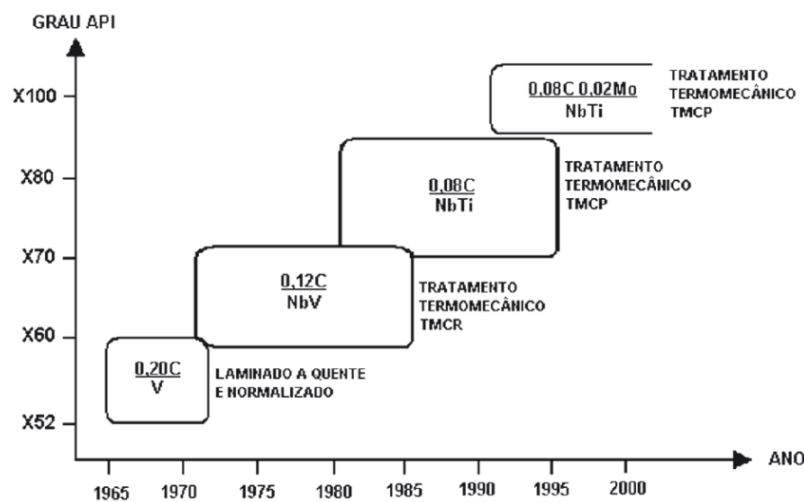
A Figura 18 resume o desenvolvimento dos aços API 5L desde a década de 50 e a figura 19 mostra o desenvolvimento em conjunto com os principais elementos de liga (SOEIRO; ROCHA; BRANDI, 2013).

Figura 18 - Desenvolvimento dos aços API 5L desde a década de 50.



Fonte: SOEIRO; ROCHA; BRANDI, 2013

Figura 19 - Desenvolvimento dos aços API 5L, processos e elementos de liga.



Fonte: SOEIRO; ROCHA; BRANDI, 2013.

2.6. 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 criada a norma API (American Petroleum Institute – Instituto Americano do Petróleo) criou a norma API 5L.

A norma classifica os tubos com base nas suas propriedades mecânicas, processos de fabricação, dimensões, peso, composição química, carbono equivalente e ensaios hidrostáticos, podendo ser fabricados com costura ou sem costura, segundo as exigências da norma diante de cada processo.

A composição química dos aços API 5L pode ser caracterizada por: Aços acalmados ao silício e ao alumínio; Baixo teor de carbono (0,10% máx) e alto teor de manganês (2,0% máx); Elementos de liga: Ni, Cu, Cr, Mo; Elementos de microliga: Nb, V, Ti (Σ 0,15% máx), sendo, como já exposto, aços ARBL (RATNAPULI, 2007).

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. O limite de escoamento do aço API 5L corresponde a uma tensão de tração necessária para produzir um alongamento de 0,5% do comprimento útil do corpo de prova, medido com um extensômetro. (API 5L, 2004).

Os aços de alta resistência da classe X, que são abrangidos pela norma em questão, são: X42, X46, X52, X56, X60, X65, X70 e X80, sendo possíveis classes intermediárias de resistência quando acordado com o comprador (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.

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 (API 5L, 2004). As tabelas 6 e 7 indicam os valores das tensões de escoamento e tração nas classes PSL1 e PSL2 respectivamente.

Tabela 6 - Requerimentos dos esforços para API 5L PSL1.

TENSÃO ESCOAMENTO MÍNIMA			TENSÃO DE RUPTURA MÍNIMA	
GRAUS	psi	MPa	psi	MPa
A25	25.000	172	45.000	310
A	30.000	207	48.000	331
B	35.000	241	60.000	414
X42	42.000	290	60.000	414
X46	46.000	317	63.000	434
X52	52.000	359	66.000	455
X56	56.000	386	71.000	490
X60	60.000	414	75.000	517
X65	65.000	448	77.000	531
X70	70.000	483	82.000	565

Fonte: AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2004

Tabela 7 - Requerimentos dos esforços para API 5L PSL2

TENSÃO DE ESCOAMENTO					TENSÃO DE RUPTURA			
MÍNIMA		MÁXIMA			MÍNIMA		MÁXIMA	
GRAUS	Psi	MPa	psi	MPa	psi	MPa	psi	MPa
B	35.000	241	65.000	448	60.000	414	110.000	758
X42	42.000	290	72.000	496	60.000	414	110.000	758
X46	46.000	317	76.000	524	63.000	434	110.000	758
X52	52.000	359	77.000	531	66.000	455	110.000	758
X56	56.000	386	79.000	544	71.000	490	110.000	758
X60	60.000	414	82.000	565	75.000	517	110.000	758
X65	65.000	448	87.000	600	77.000	531	110.000	758
X70	70.000	483	90.000	621	82.000	565	110.000	758
X80	80.000	552	100.000	690	90.000	621	120.000	827

Fonte: AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2004.

2.7 NORMA API 5CT - OCTG (*OIL COUNTRY TUBULAR GOODS*)

A norma API 5CT especifica as condições técnicas para o fornecimento de tubos de revestimento, (*casing*), de produção e transporte de óleo e gás (*tubing*) e tubos de perfuração

(*drillings*), suas variações e acessórios. Esta norma é exatamente igual à versão inglesa ISO 11960:2001 preparada pelo *Technical Committee ISO/TC67*, para materiais, equipamentos e estruturas de produção de petróleo offshore, e indústrias de gás natural, SC 5, tubos de revestimento (*casing*), tubos de produção e transporte de fluidos (*tubing*) e tubos de perfuração (*drillings*).

Os quatro grupos de produtos nos quais a norma é aplicada, contemplam os seguintes graus de resistência:

1. GRUPO 1: Para todos os tubos de revestimento (*casing*) exploração (*tubing*) nos graus H, J, K e N.
2. GRUPO 2: Para todos os tubos de revestimento (*casing*) exploração (*tubing*) nos graus C, L, M, e T.
3. GRUPO 3: Para todos os tubos de revestimento (*casing*) exploração (*tubing*) nos grau P.
4. GRUPO 4: Para todos os tubos de revestimento (*casing*) grau Q.

A tabela 8 relaciona os grupos com seus graus, com as tensões mínimas e máximas de escoamento e ruptura mínima.

Tabela 8 - Requerimentos dos esforços para tubos OCTG.

GRUPO	GRAUS	TIPO	TENSÃO ESCOAMENTO- MPa		TENSÃO RUPTURA MPa
			Min	Máx	Min
1	H40	—	276	552	414
	J55	—	379	552	517
	K55	—	379	552	655
	N80	1	552	758	689
	N80	Q	552	758	689
2	M65	—	448	586	586
	L80	1	552	655	655
	L80	9Cr	552	655	655
	L80	13Cr	552	655	655
	C90	1&2	621	724	689
	C90	1&2	621	724	689
	C90	1&2	621	724	689
	C90	1&2	621	724	689
	C95	—	655	758	724
	T95	1&2	655	758	724
	T95	1&2	655	758	724

	T95	1&2	655	758	724
	T95	1&2	655	758	724
3	P110		758	965	862
4	Q125	Todos	862	1034	931
	Q125	Todos	862	1034	931
	Q125	Todos	862	1034	931

Fonte: AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2004.

O número após a letra que compõe o grau, indica o valor mínimo para tensão de escoamento em ksi. Por exemplo, o tubo N80 deve possuir 80 ksi de tensão de escoamento mínimo.

Como nos tubos API 5L, os aços utilizados na fabricação dos tubos OCTG são micro ligados ao Al, Nb, V, Ti, de modo a se obter uma estrutura com grãos refinados e de elevada resistência. A norma API 5CT, permite que a composição química dos aços apresente certa liberdade, com pequenas restrições para alguns graus, como por exemplo, a porcentagem em massa máxima para o enxofre e o fósforo, que nos tubos do grupo 1e 3 devem ser inferior a 0,030%, sendo que, se no grupo 3, o tubo for produzido no processo ERW, este limite cai para 0,020%. Por outro lado, a porcentagem em massa de C, Mn, Mo, Cr, Ni, Cu, Si, entre outros, é aberta e de responsabilidade do fabricante que passa a projetar o aço mais adequado às condições da aplicação, cuidando que os parâmetros de resistência mecânica e a corrosão referente aos respectivos graus sejam obedecidos.

Como já mencionamos na abertura deste trabalho, a grande variabilidade do ambiente dos poços impeliram os fabricantes a desenvolverem graus de aço proprietários de forma atender o solicitado pela norma e em muitos casos superá-la, mas com vistas a produzir, também, um produto economicamente viável.

Nestas condições foram especificados os seguintes cenários, a serem atendidos, pelos tubos de revestimento, produção e distribuição, e perfuração:

A. Graus resistentes a ambientes ácidos – Fissura sob tensão induzida por sulfeto (SSC) ou Fragilização por H₂S.

Uma desfavorável combinação de H₂S na água, baixo pH, suscetibilidade estrutural e cargas elevadas, irá causar uma trinca no aço constituinte do tubo, que irá se propagar até que a falha completa ocorra. Nestas condições, o aumento da resistência do aço ao SSC passa por um rigoroso controle de sua microestrutura e das suas propriedades mecânicas. Normalmente são utilizados aços com tensão de escoamento entre 80 ksi a 125 ksi.

Devido a isso, o processo de fabricação deve produzir um aço limpo, com baixíssimo nível de impurezas e oxigênio, minimizando a quantidade de inclusões e óxidos. A composição química do aço, juntamente com o processo de laminação controlada e adequado tratamento térmico, deve permitir a produção de um aço com elevada temperabilidade, micro estrutura fina e cuja composição contenha valores acima de 95% de martensita. Uma característica importante também, é que o processo produtivo produza um tubo com baixíssimo nível de tensões residuais, as quais aumentam a suscetibilidade à corrosão (TENARIS, 2016).

B. Alto Colapso

Devido as características de determinados poços, as pressões externas devida a geologia do local, à profundidade entre outras características, submetem os tubos à uma pressão externa extremamente elevada produzindo seu colapso. Nesta situação são utilizados aços com tensões de escoamento variando entre 80 ksi a 140 ksi, com elevada resistência ao colapso. Estes valores a serem superados, são indicados pela norma.

C. Auto Colapso e Ambientes Corrosivos

Aliada às condições propícias ao colapso do tubo, apresentada em determinados poços, pode somar-se a influência negativa da presença de H_2S vindo a fragilizar o tubo com maior facilidade. Nestas condições o aço empregado deve possuir elevada resistência mecânica com tensão de escoamento mínima entre 80 ksi a 110 ksi e elevada resistência a corrosão o que é conseguido com teores adequados de ligas, laminação controlada e adequado tratamento térmico.

D. Poços profundos.

Os poços com elevada profundidade requerem aços com elevada resistência mecânica, com boa ductilidade e tenacidade à fratura. Nestes casos são utilizados aços com tensão de escoamento variando de 135 ksi a 150 ksi.

E. Serviços Críticos – Corrosão pela Presença de CO_2

São utilizados aços carbono ligados com adequados teores de cromo – 1% a 3% - , microestrutura equilibrada de duas fases compostas por ferrita e perlita, obtidas do tratamento térmico, formando um produto resistente ao ambiente com CO₂, com um custo compatível com a aplicação bem inferior aos aços de alta liga com elevado teor de cromo resistentes à corrosão CRA (*Corrosion Resistant Alloys*). Estes aços normalmente apresentam tensão de escoamento variando de 55 ksi a 110 ksi (TENARIS, 2016).

F. Aplicações para Baixas Temperaturas

Nas aplicações em temperaturas extremamente baixas incluindo as temperaturas árticas e regiões a preocupação é a resistência a fratura frágil. Portanto, as propriedades mecânicas requeridas para o aço nestas condições é que possua elevada tenacidade a fratura associada a uma efetiva ductilidade. São empregados aços com tensão de escoamento mínima variando de 45 ksi a 125 ksi e com tenacidade sendo avaliada na temperatura de -45 °C (TENARIS, 2016).

Além das propriedades físico-químicas já mencionadas, a norma delibera também sobre as faixas de comprimento e tolerâncias dimensionais do tubo; os requisitos mínimos para ensaios não destrutivos (inspeção visual/automática para detecção de defeitos, teste hidrostático...); processos de fabricação e o tratamento térmico necessários; os requisitos mínimos para a qualidade do produto, rastreabilidade e atividades de logísticas, como qualificação do processo, certificação, embalagem, marcação, entre outros; outros requisitos complementares (SR) e/ou níveis de especificação do produto (PSLs).

2.7.1. Tubos de Revestimento (CASING)OCTG Resistência ao colapso.

Uma das mais importantes considerações que envolvem o desenho de um tubo de revestimento *casing* empregados no revestimento de poços offshore é a sua capacidade de resistência ao colapso sob a ação de pressões hidrostáticas na sua parede externa. Nas profundidades marítimas em que normalmente são instalados, o perigo do colapso determina a seleção do grau, características do tubo *casing* que será utilizado do ponto de vista da espessura de parede e das propriedades mecânicas do seu material base (HOLMQUIST,1939)

O colapso de um tubo é um típico caso de falha por instabilidade. A engenharia de projeto enumera dois casos de falha por instabilidade: o caso de falha elástica, que ocorre

com deformações elásticas e o caso de falha plástica, que corre após deformações plásticas permanentes da estrutura (HOLMQUIST, 1939)

A resistência ao colapso de um tubo se refere à rigidez de sua área transversal ao longo do seu comprimento. Devido a isso, as características dimensionais e geométricas do tubo, como também, suas propriedades mecânicas, são de suma importância no desempenho às situações de colapso (TENARIS, 2016).

Precisão dimensional e uniformidade do diâmetro externo e da espessura do tubo, baixa ovalização, baixa excentricidade e elevada relação entre o diâmetro externo e a espessura para um peso de tubo permitido, constituem-se nas melhores condições dimensionais para resistência ao colapso.

As propriedades mecânicas que podem levar ao colapso são a baixa tensão de escoamento e as tensões residuais existentes no tubo, oriundas do processo de fabricação, destas, as principais, são as tensões residuais circunferenciais. O controle dos processos produtivos principalmente os estágios de tratamento térmico e de endireitamento são decisivos para que propriedades como elevada tensão de escoamento e baixíssimos níveis de tensão residual de compressão na parede interna do tubo, assim como sua distribuição ao longo do tubo, sejam obtidos, acarretando no aumento da resistência do tubo ao colapso (CHELETTE, et al, 2011). A norma API TR 5C3 e ISO/TR 10400 estabelece as formas de análise e cálculos para determinação da resistência ao colapso de tubos para vários ambientes.

2.8 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*.

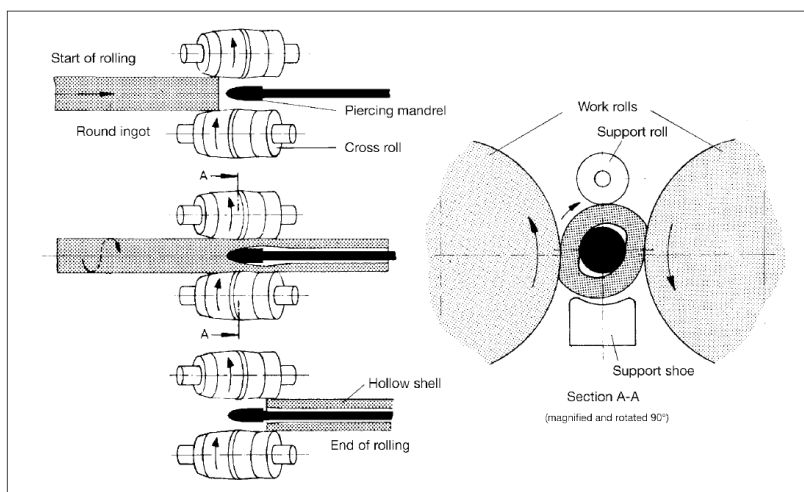
2.8.1 Tubos sem costura (SEAMLESS PIPE).

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° 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 continuo movimento de rotação do lingote aliado à forma geométrica do mandril, além da confecção da abertura do furo, faz com que ocorra um continuo alisamento da superfície interna do furo, promovendo o seu acabamento (BRENSING; SOMMER, 1993). Nas figuras 20 e 21 pode ser visto o que foi descrito até o momento.

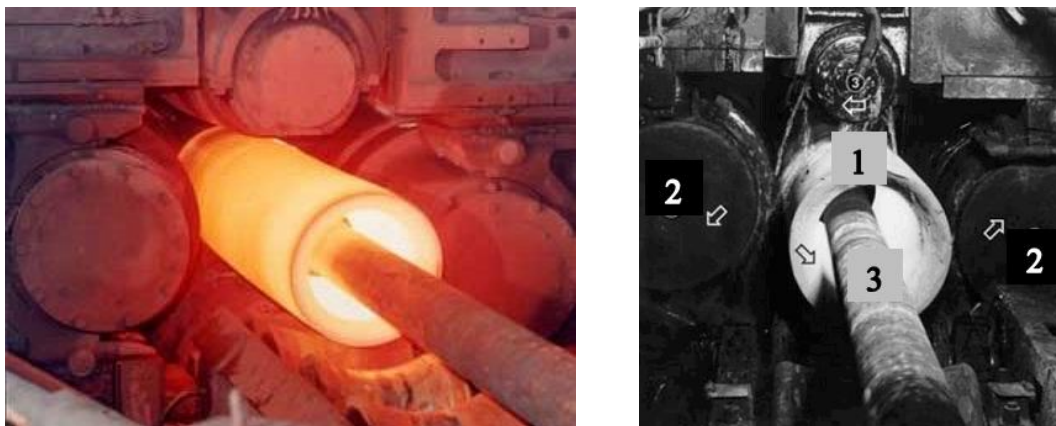
Figura 20 - Processo Mannesmann de laminação de tubos.



Fonte: 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 para os ciclos de testes e de qualidade.

Figura 21 - 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).

2.8.2 Tubos SAW (*Submerge Arc Welding*) - Processo UOE

O início dos trabalhos começa através de uma inspeção visual e através de ultra som 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 22.

Figura 22 - Fresadora longitudinal continua para grandes diâmetros.



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

A seguir, a chapa entra nas prensas de bordas, figura 23, na qual sofre uma deformação, nas bordas longitudinais, com a forma próxima ao raio do tubo a ser fabricado. As dimensões das bordas variam de aproximadamente 200 a 400 mm de largura, pelo comprimento longitudinal da chapa (BRENSING H. K., SOMMER, B.;1993).

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 23 - Prensa de Bordas para tubos de grande diâmetros.



Fonte: Elaborador pelo AUTOR, 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 24, figura 25, figura 26 e figura 27, ilustram a prensa e o posicionamento da chapa no seu interior antes, durante e depois de conformada.

Figura 24 - Prensa U-Posicionamento da chapa - **Figura 25** – Prensa U – Conformando a chapa



Fonte: TENARIS CONFAB, 2013.

Figura 26-Prensa U-Operação concluída.

Figura 27 -Prensa U-Extração da peça.



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 28 ilustra a prensa hidráulica “O” do fabricante SIEMPELKAMP.

Figura 28 - Prensa hidráulica para conformação de tubos. Força máxima de conformação igual a 500 MN.



Fonte: (SIEMPELKAMP, 2010)

No final da conformação, a chapa passa ter contato total com as superfícies interna, tanto da matriz superior, como da inferior, ocorrendo o recalque de pressão, concluindo os trabalhos de conformação.

Neste momento, ocorre o retorno do martelo, a extração da peça da matriz inferior e a retirada do tubo do interior da prensa, figura 29. Neste momento a prensa está pronta para a próxima peça a ser conformada.

Figura 29- Retirada do tubo do interior da prensa “O”.



Fonte: (SIEMPELKAMP, 2010)

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 figura 30 e 31 ilustram o processo de selamento de selamento através do processo *GMAW* (*Gas Metal Arc Welding*).

Figura 30 - Máquina seladora



Fonte: MEER. SMS GROUP, 2015.

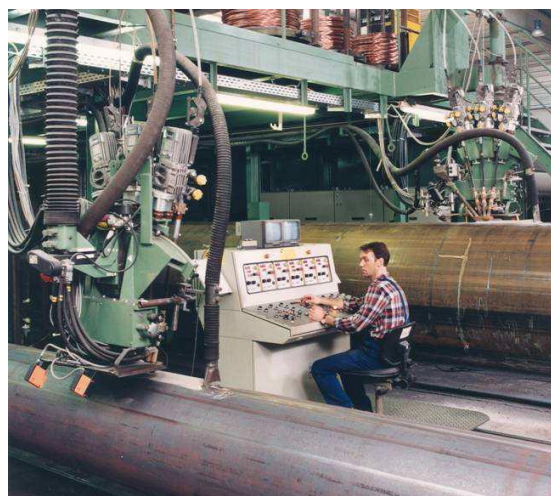
Figura 31– Tubo em processo de “selagem”.



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 32.

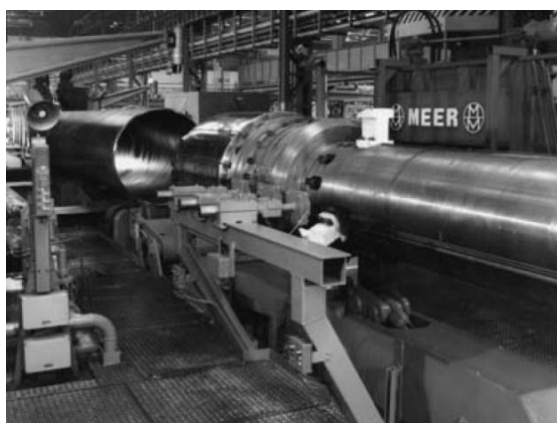
Figura 32 – Máquina para soldagem SAW externa.



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 se perfaça o seu comprimento total. Na expansão, o cilindro hidráulico aciona o “mandril” que se distende, abrindo, e tocando na parte interna do tubo, promovendo o estiramento dos diâmetros do tubo. As figuras 33 e 34 ilustram o equipamento de expansão.

Figura 33 – Tubo na entrada do expansor.



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

Figura 34– Tubo sendo expandido.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2006.

Continuando o processo de fabricação, o tubo segue para execução dos testes hidrostáticos, figura 35 e 36.

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 35–Equipamento de teste hidrostático



Figura 36–Equipamento de teste hidrostático



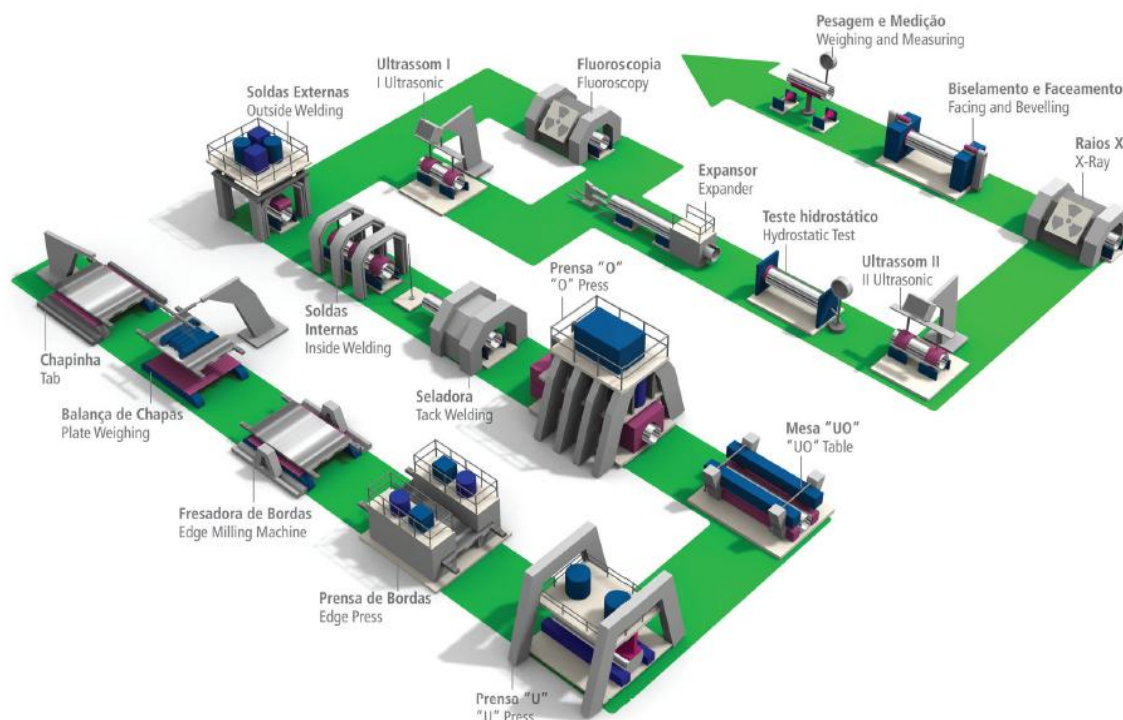
Fonte: (CNOOC KINGLAND PIPELINE CO.LTD, 2015)

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 37, um infográfico do processo detalhado anteriormente.

Figura 37 – Fluxo de fabricação no processo UOE.



Fonte: TENARIS CONFAB, 2015.

2.8.3. 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, refilada 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 36.

Nos equipamentos convencionais, como o que está sendo descrito, a solda interna ocorre na posição 6:00 hs enquanto que a solda externa ocorre na posição 12:00 hs simultaneamente.

No percurso da chapa, figura 38, antes de entrar na calandra, é ultrasonada longitudinalmente na região dos biseis de solda e na sua região transversal.

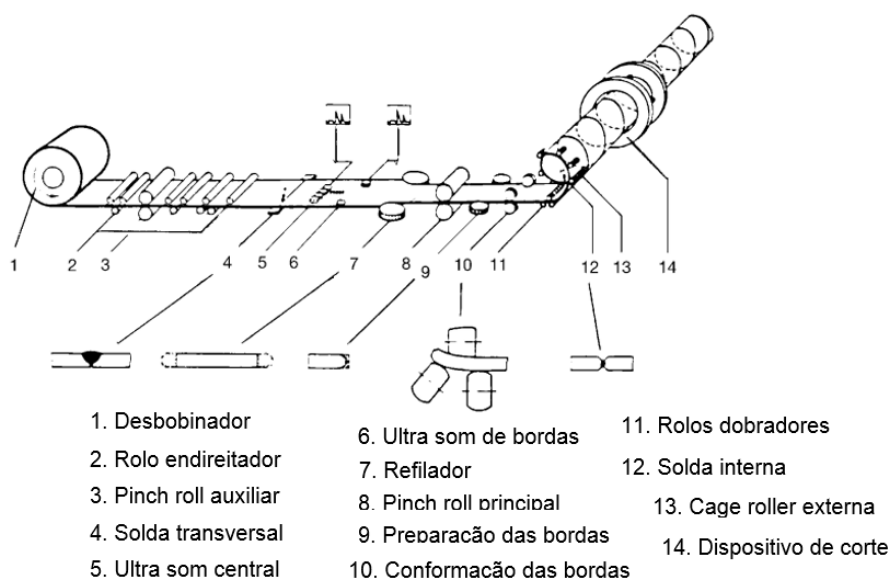
A máquina é provida de dispositivos com rolos guias, também chamados de *cage rollers*, que promovem excelente precisão dimensional, de tal forma que, quando o tubo sai da máquina, ele já está pronto, atendendo todas as tolerâncias de diâmetro nominal, excentricidade, batimento e ovalização, não necessitando ser expandido. O tubo fabricado no comprimento solicitado, é cortado, seguindo para o teste hidrostático. Em seguida, as extremidades do tubo são usinadas e são executados os ensaios finais de ultra som e raio-X em toda solda e nas suas extremidades. A figura 39 caracteriza o processo como descrito anteriormente.

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 – 16 pol. a até mais de 100 pol.(406,0 mm a 2540 mm), nas espessuras de 0,173 pol. a 0,625 pol. (4,4 mm a 16,0 mm) e nos comprimentos de 6 m a 12 m.

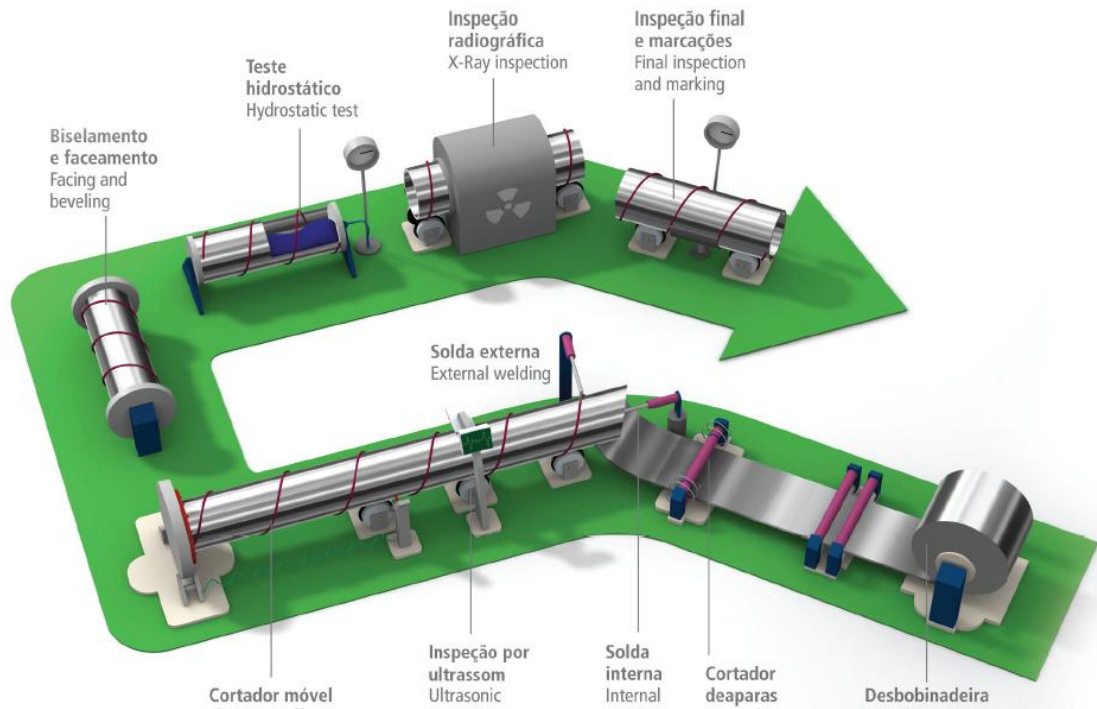
Através deste processo podem ser atendidas as norma construtivas API; ANSI; ASTM. AWWA; BS; CSA; DIN; DNV; EN; GOST; ISO; GIS; NBR.

Figura 38 – Esquema do equipamento de produção de tubos helicoidais.



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

Figura 39 – Esquema do equipamento de produção de tubos helicoidais.



Fonte: TENARIS CONFAB, 2015.

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

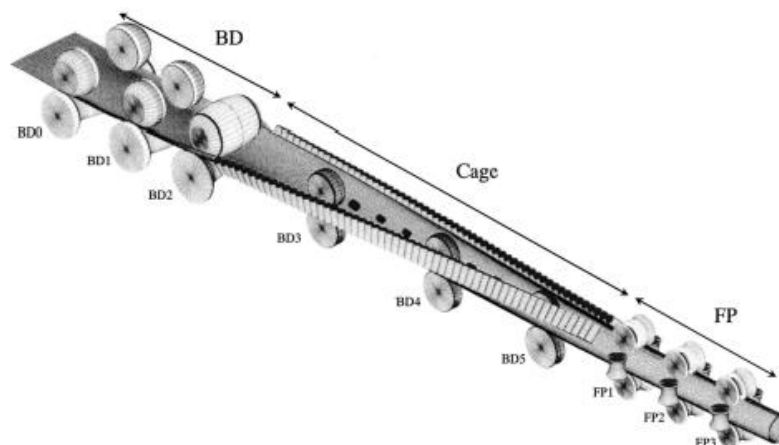
O processo de produção de tubos ERW inicia-se pelo desbobinamento de chapa ou a partir de acumuladores de chapa. A chapa é então puxada e introduzida na linha de laminação, figura 40, onde é conformada formando o tubo aberto, figura 41.

Figura 40 - linha ERW completa com stand de rolos ajustáveis e pulmão de chapas.



Fonte: ERW STEEL PIPE EQUIPMENT, 2015.

Figura 41 - Diagrama da configuração necessária para uma produção de tubos redondos. Processo de Conformação por laminação de rolos –*cage rollers*.



Fonte: TANIMOTO et al, 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*). As figuras 42 e 43 esquematizam e descrevem respectivamente, os principais componentes de cada processo e as figuras 44 e 45 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 à velocidades de linha até 120 m/min.

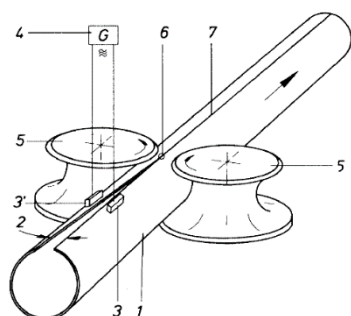
Após a solda e ao processo de rebarbamento, o tubo, é imediatamente submetido a um tratamento térmico de normalização que irá promover uma granulação mais homogênea e fina na solda e na região termicamente afetada pelo processo de soldagem (COLPAERT, 1974).

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 ultra som e,

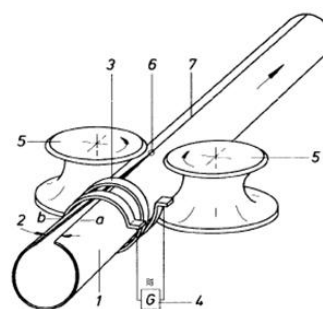
em seguida, o tubo é cortado nas dimensões ajustadas. A partir deste momento, o tubo segue para o teste hidrostático, ensaios não destrutivos e é pesado e liberado. Possíveis tratamentos superficiais podem ser ainda feitos como pintura, verniz, entre outros.

Figura 42 - HFCW-Sistema de soldagem por condução. **Figura 43** - HFIW-Sistema de soldagem por Indução.

- 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.



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

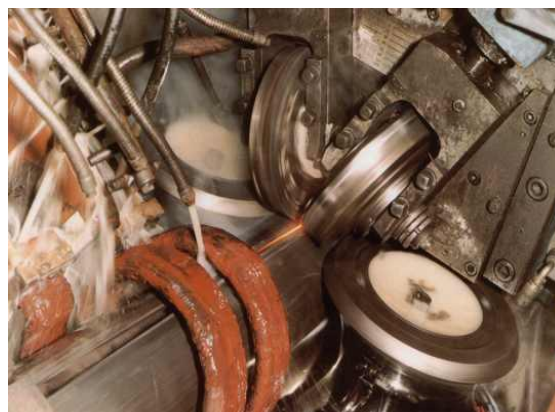


Fonte: BRENSING H. K., SOMMER, B.; 1993.

Figura 44- O processo HFCW



Figura 45 - O processo HFIW

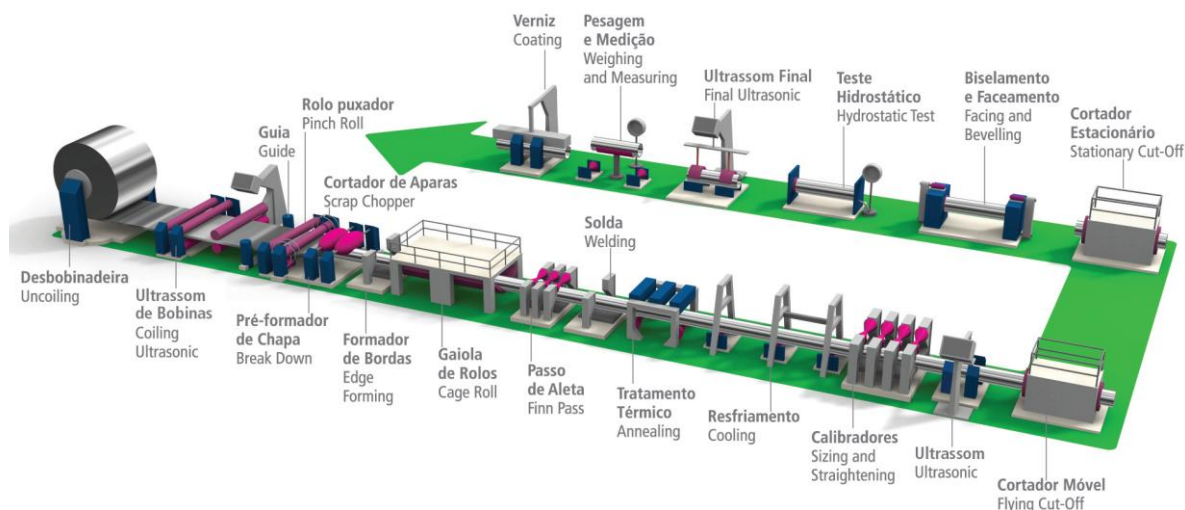


Fonte: Elaborador pelo AUTOR, 2013.

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 46 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 46 - Esquema de uma linha ERW– TENARIS CONFAB.



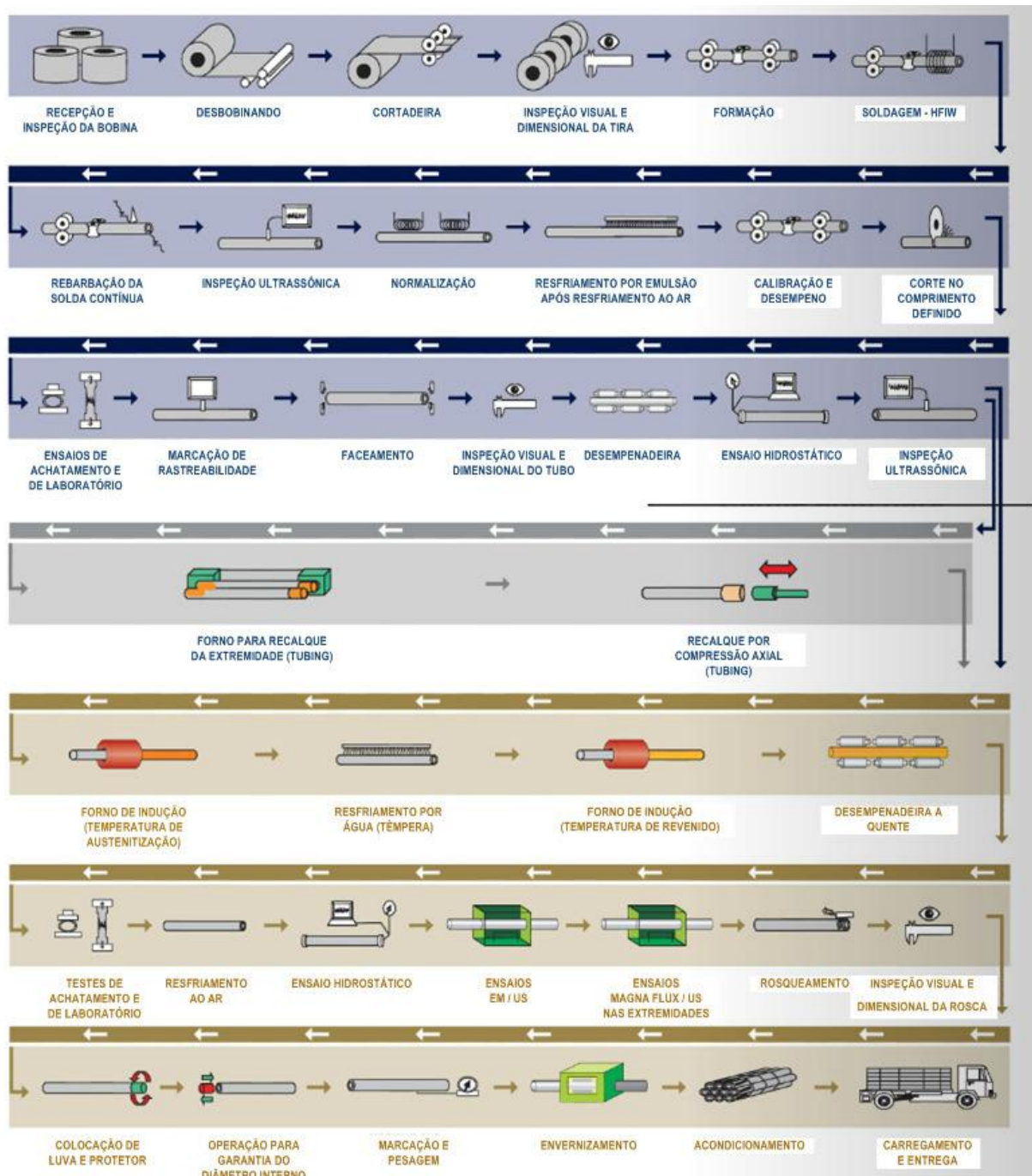
Fonte: TENARIS CONFAB, 2013.

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

O fluxo produtivo completo, com todas as etapas de fabricação e de controle de qualidade para um tubo OCTG do tipo condução (*tubing*) ou de revestimento (*casing*) é caracterizado pelo diagrama da APOLO TUBULARS S.

Apenas para destacar, no caso do tubo OCTG N80 em estudo, o tratamento térmico de têmpera/revenido é feito por indução através de oito unidades de aquecimento na têmpera e seis no revenido. Na fase inicial de aquecimento para a realização da têmpera, a temperatura do tubo pode alcançar 739 °C, e na última fase 938 °C. O tubo é então resfriado com jatos de água na pressão de 35 bar à temperaturas abaixo de 400 °C. Em seguida, entra nos estágios de aquecimento para a execução do processo de revenimento à temperatura de 641°C (FONSECA, 2012). O tubo segue resfriando ao ar na linha e entra na desempenadeira sendo endireitado à uma temperatura próxima a 550° C, seguindo para as demais etapas do processo produtivo como indicado no diagrama de fluxo de produção, figura 47.

Figura 47 – Fluxo de produção e controles de qualidade para tubos OCTG do tipo tubing e casing.



Fonte: APOLO TUBULARS, 2013.

2.9 TRATAMENTOTÉRMICO PARA ALIVIO DE TENSÕES RESIDUAIS.

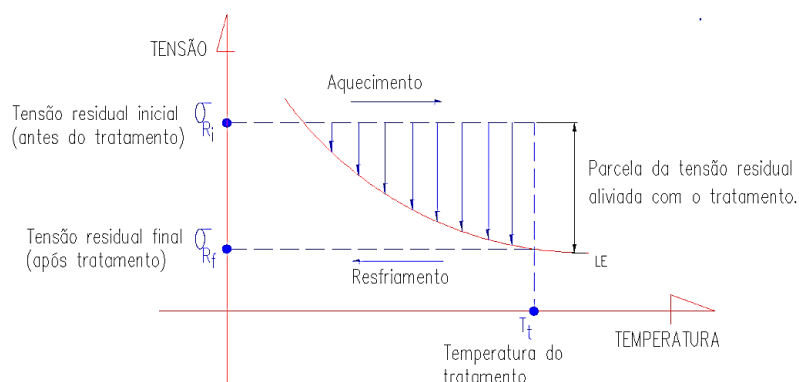
Normalmente, os tratamentos utilizados para aliviar tensões em estruturas soldadas ou conformadas a frio, empregam o aporte térmico como fornecimento da energia necessária à acomodação dos átomos e rearranjo das estruturas cristalinas. São chamados de tratamento

térmico de recozimento e consiste em expor uma estrutura a uma temperatura elevada por período de tempo prolongado, sendo logo após, resfriado lentamente. Normalmente, o recozimento é realizado com os objetivos de: (1) Aliviar as tensões existentes; (2) tornar o material mais mole, dúctil e tenaz; (3) produzir uma microestrutura específica. É possível realizar diferentes tratamentos térmicos de recozimento. Eles são caracterizados pelas mudanças que são induzidas, as quais muitas vezes são microestruturais, e que são responsáveis pela alteração das propriedades mecânicas (CALISTER, 2008).

Qualquer processo de recozimento consiste em três estágios, quais sejam: (1) aquecimento até a temperatura desejada; (2) manutenção ou “encharcamento” naquela temperatura; e (3) resfriamento, geralmente até a temperatura ambiente. O tempo é um parâmetro importante nesses procedimentos. Durante o aquecimento e o resfriamento, existem gradientes de temperatura entre as partes de fora e de dentro das peças, sendo que sua magnitude depende da geometria e tamanho destas peças. Se a taxa de variação de temperatura for muito grande, podem ser induzidos gradientes de temperatura e tensões internas que podem levar ao empenamento ou até mesmo ao trincamento da estrutura (CALISTER, 2008).

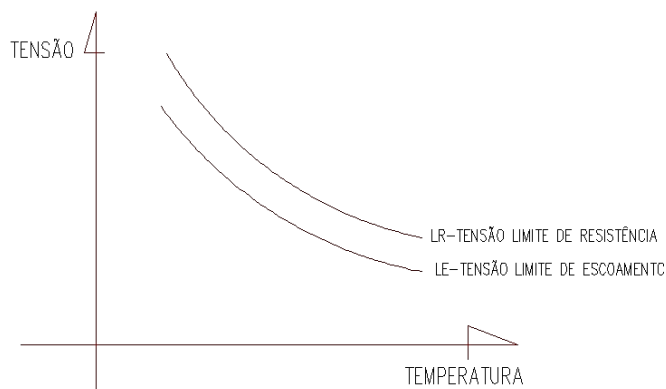
O alívio de tensões, por tratamento térmico, ocorre devido ao fato de que a temperatura do tratamento promove a diminuição das tensões limite de escoamento e limite de resistência permitindo que o material deforme sob valores de tensões mais baixos. Como as tensões residuais se situam próximas à tensão 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 48. Ocorrendo esta deformação, ocorre também o alívio. O gráfico da figura 49 ilustra a dependência das tensões limite de escoamento e limite de resistência com a temperatura (ZEEMANN, 2003).

Figura 48 – Representação da parcela da tensão residual aliviada com a temperatura de tratamento.



Fonte: adaptado de ZEEMAN, 2003.

Figura 49 – Representação da variação do limite de escoamento e de resistência em função da temperatura.



Fonte: adaptado de ZEEMAN, 2003.

O tempo de exposição da peça, assim como, a temperatura, são parâmetros importantes a serem levados em conta no tratamento de alívio de tensões. Para os aços, 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 de espessura da peça a ser tratada, sendo posteriormente, resfriada ao ar tranquilo.

Dentre os métodos para alívio das tensões por tratamento térmico podem ser destacados dois métodos; o do aquecimento parcial da estrutura e o de alívio pelo aquecimento total da estrutura. A primeira opção é difícil de controlar a temperatura ao longo das faixas localizadas aquecidas, tornando a eficácia do processo questionável (BERGAMO, 2006).

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 SA 672, 1994).

O tratamento térmico de alívio de tensão, embora seja normalmente eficaz, possui várias desvantagens e limitações. O custo é alto, o processo é demorado e normalmente resulta em deterioração de propriedades mecânicas e físicas do material, que pode ser causada pelo uso incorreto do programa para aquecimento, manutenção de temperatura e resfriamento final. 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.

Para melhorar as propriedades mecânicas dos aços, técnicas de vibração têm sido usadas e aplicadas nas últimas décadas em diversos campos (GOVINDARAO et al., 2012).

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

A energia vibracional induzida é 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, 2004).

Um fator importante que o processo beneficia é a capacidade do tratamento de componentes e peças de grandes e pequenas dimensões e ainda a comodidade da aplicação ocorrer em campo. Estudos revelam que a aplicação da condição vibracional prévia ao tratamento térmico reduz distorções durante a aplicação do mesmo, em aproximadamente 90 % (HEBEL, 2004).

Normalmente, aplicando vibrações em componentes metálicos na frequência de ressonância, este 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 vierem a falhar no teste nestas condições, eles também, não iriam falhar em serviço. Verificou-se que, quando o componente estivesse sujeito a esta condição, ora removeriam tensões térmicas, ora não. Com o passar do tempo, as vibrações ressonantes foram utilizadas para tentar aliviar as tensões térmicas, mas os resultados se mostraram imprevisíveis e inconsistentes (HEBEL, 2004).

De acordo com Hornsey (2004) a aplicação de vibrações para alívio das tensões residuais não é para ser um substituto dos tratamentos térmicos, sendo que, cada tratamento tem a suas vantagens e desvantagens. O alívio das tensões residuais através de vibrações pode

ser usado em qualquer fase do processo de fabricação, eliminando os inconvenientes dos tratamentos térmicos como incrustações e alteração dimensional, e dispensa longos tempos de consumo de energia.

Ainda segundo Hornsey o processo pode envolver a vibração de estruturas metálicas em condições de ressonância e sub-ressonância utilizando excitadores de força elevada. O período dos tratamentos são curtos com frequências de excitação variando entre 10-230 Hz, com tempo de tratamento de aproximadamente de 30 minutos. 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.

Crisi e Mendonça (2004) fizeram um estudo para comparar os métodos de alívio das tensões residuais em componentes soldados, através de tratamento térmico e por vibração mecânica. Eles concluíram que nas amostras tratadas termicamente houve uma redução na resistência a tração e aumento no alongamento, ao contrário da amostra tratada através de vibrações, a qual não houve nenhuma alteração nessas propriedades, e também a energia no teste de impacto para os dois casos praticamente foram as mesmas. A dureza resultante para ambos os tratamentos foram similares, provando assim a redução das tensões residuais.

Yang (2007) desenvolveu um modelo de elementos finitos para prever tensões residuais em solda e simular o alívio através de vibrações. Na simulação foram estudadas as vibrações ressonantes e sub-ressonantes para entender o mecanismo de alívio das tensões. Verificou-se que para vibração não ressonante a redução das tensões depende muito da amplitude da vibração, e para vibração ressonante, a frequência da vibração é essencial na redução das tensões. E também, em ambos os casos de vibração estudado com vistas à redução das tensões residuais, verificou-se que a frequência de vibração deve estar próxima à frequência natural da estrutura.

Luh e Huang (1998) aplicaram o alívio das tensões através de vibrações com a utilização de frequência ressonante em uma liga de alumínio 6061- T6, sendo as amostras soldadas pelo processo TIG. Nos estudos eles sugerem que o mecanismo em que se dá o alívio das tensões residuais, é em função do movimento das discordâncias.

Walker et al (1994) procurando identificar os mecanismos nos quais se dá o alívio de tensões em peças, tanto pelo processo de recozimento como através dos tratamentos por vibração, ratifica que o alívio de tensões 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.

Hahn, (2002) também estudando o efeito das frequências de ressonância e sub ressonantes através de elementos finitos, aplicadas em um cantilever construído em liga de alumínio 6061-T6, verificou que, para um dado valor de tensão residual induzido no cantilever, 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 considerados. Para isso ele considerou dois casos sendo excitados na frequência sub ressonante de 99,55%, anteriormente analisado, com amplitudes de 0,004 pol. e 0,006 pol. 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.

Dawson e Moffat (1980) estudaram o efeito do alívio das tensões pela técnica de vibrações ressonantes, os estudos mostraram a eficiência do processo na eliminação das tensões residuais na superfície da amostra de aço médio carbono estirado a frio.

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.

Pelo processo de vibrações utilizado pela Bonal Technologies, por meio da tecnologia Meta-Lax, no processo de alívio das tensões residuais de origem térmica, o processo funciona com alta energia de vibração na região de sub-harmônicos ou sub-ressonantes. É notório que todos os metais possuem um comportamento harmônico e um não harmônico, o que pode ser visto na figura 50 (BONAL, 2015).

Figura 50– Energia vibracional região sub-harmônica.

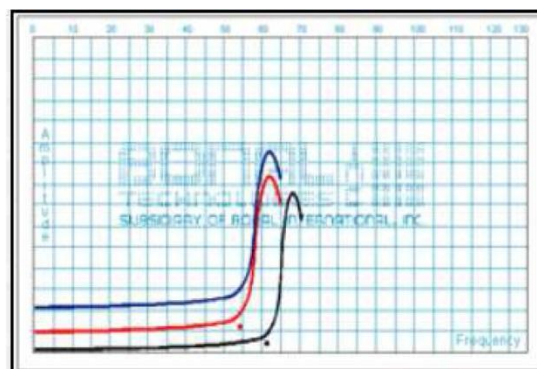


Fonte: BONAL TECHNOLOGIES.

Com a aplicação de vibrações, ocorre a redistribuição das tensões, levando a curva harmônica ou ressonante a se movimentar, figura 51. Quando o corpo está livre das tensões residuais ocorre a estabilização da curva na localização de sua frequência natural, figura 52. (BONAL, 2015).

Figura 51– Movimento da curva para a esquerda.

Figura 52 - Estabilização da curva com o alívio total.



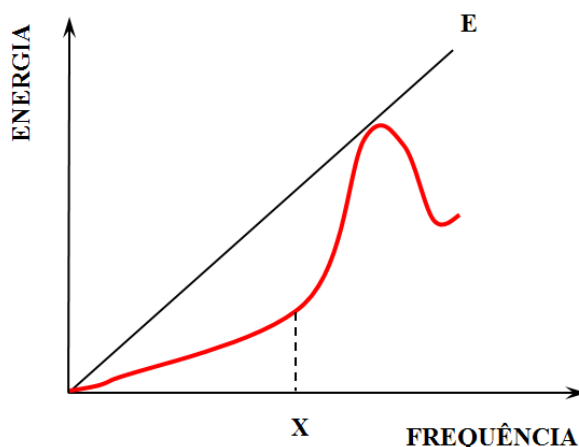
Fonte: BONAL TECHNOLOGIES.

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 e, esta é mantida para permitir que ocorra a redistribuição e o equilíbrio das tensões internas (BONAL, 2015; HEBEL, 2004).

Ainda segundo HEBEL, 2004, 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. Segundo o mesmo autor, vibrações na frequência harmônica podem provocar deformações irreversíveis no material com deformação plástica e fadiga.

O gráfico da figura 53, 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 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.

Figura 53 – Gráfico representativo da energia de vibração em função da frequência. A frequência “X” corresponde à frequência de vibração harmônica da peça.



Fonte: adaptado de HEBEL, 2004.

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

Outro processo de alívio das tensões residuais é 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. (*Stress Relief Engineering Company*).

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. (*Stress Relief Engineering Company*).

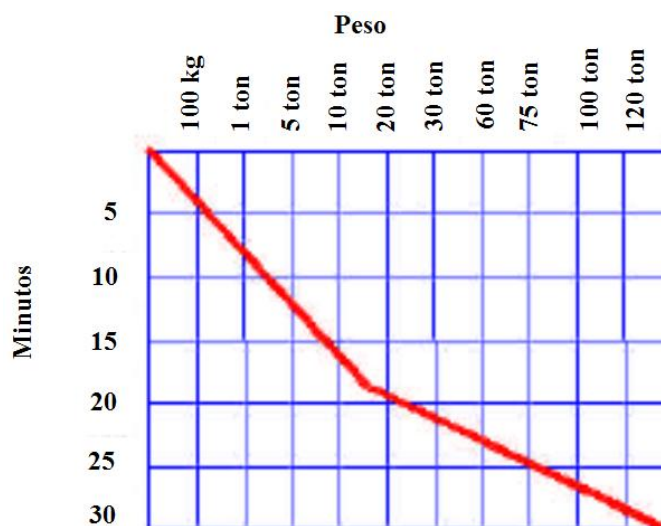
A frequência de ressonância é determinada variando a frequência do indutor de vibração até que a amplitude de vibração da peça alcance o valor correspondente à sua frequência de vibração. Dois minutos é o tempo médio necessário para alcançar a frequência de ressonância.

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 51. 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 abertos, 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. (*Stress Relief Engineering Company*).

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 ton. podem ser usados dois períodos consecutivos de 15 minutos, nas mesmas condições, figura 54.

Figura 54 – Tempo do processo de vibração em função do peso da peça.



Fonte: ENERGYARC, 2016.

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

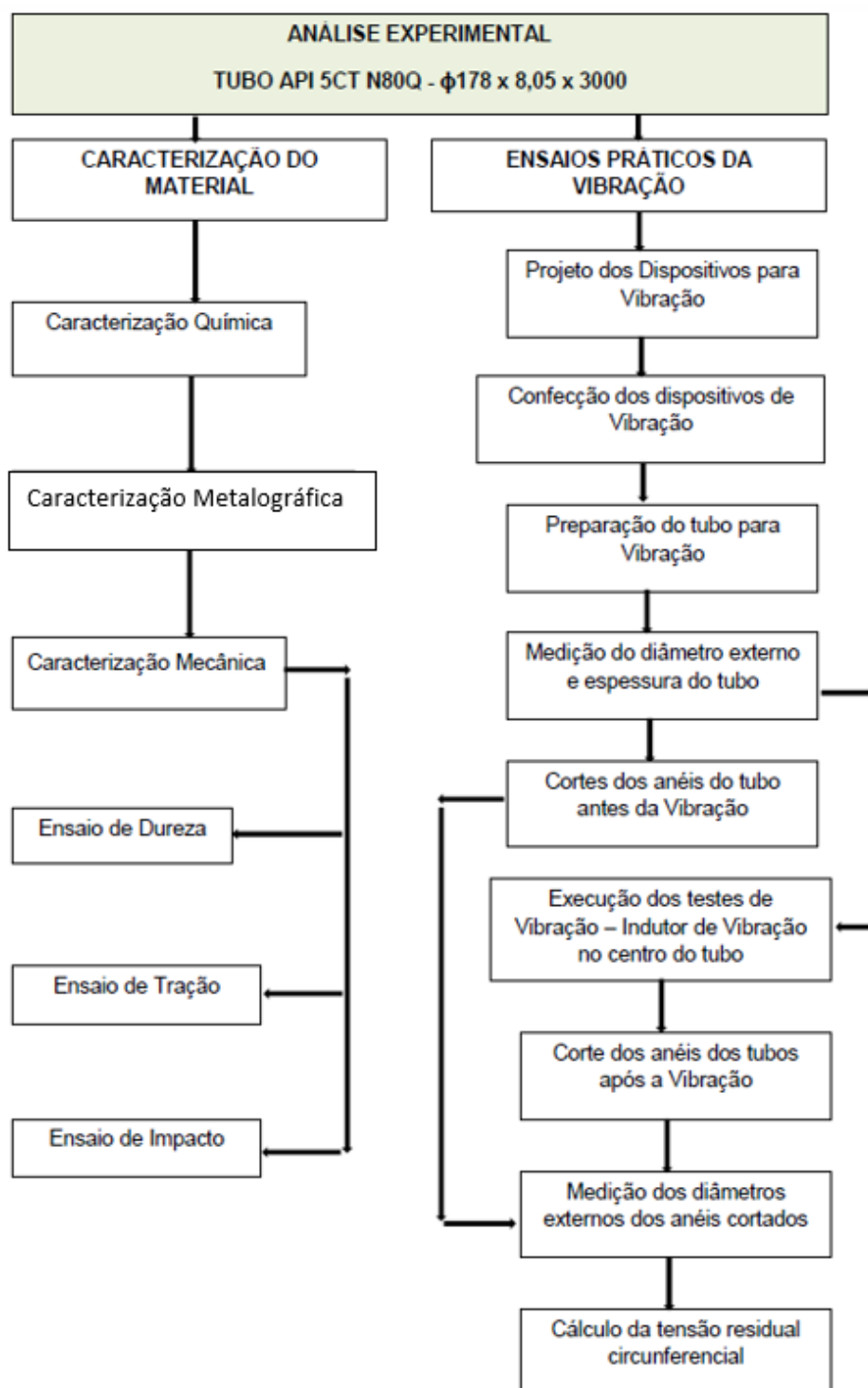
- isolar a peça, o melhor possível, de modo que fique livre para vibrar;
- a unidade do indutor de vibração deve estar conectada diretamente com a peça, a fim de transferir totalmente a energia da vibração para a peça.

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. (*Stress Relief Engineering Company*).

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Para a realização dos trabalhos de testes, análises experimentais e obtenção dos resultados, fez-se o seguinte planejamento, figura 55:

Figura 55 – Fluxograma da análise experimental

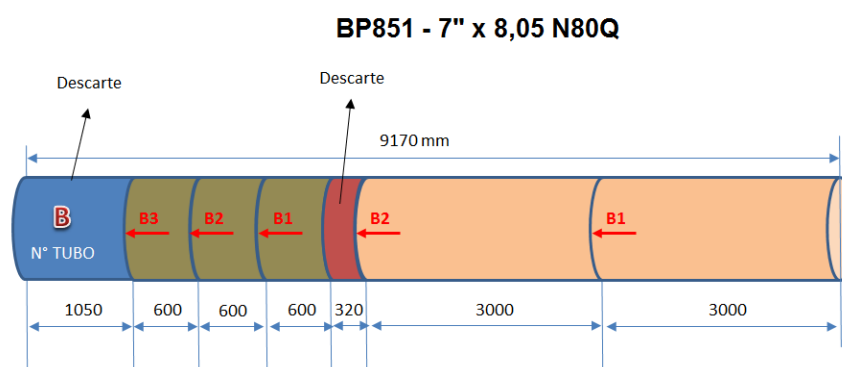


Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

3.1 CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL.

A caracterização do material foi realizada através de ensaios químicos, metalográficos e mecânicos através de corpos de prova obtidos diretamente do tubo selecionado ou do metal base utilizado na sua fabricação. O tubo de teste é do tipo *casing*, e foi produzido pela APOLO TUBULARS S.A. em abril de 2014 em conformidade com a norma API 5CT, com a identificação de série BP 851. A figura 56 ilustra os locais no tubo dos quais, foram retiradas as amostras para os ensaios de caracterização inicial. Após os ensaios de vibração outras amostras foram retiradas.

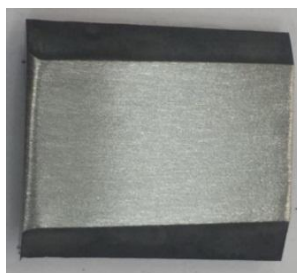
Figura 56 – tubo de teste e locais de retiradas das amostras para o corpo de prova.



3.1.1. Caracterização Química

As análises foram realizadas no metal base do tubo. Foram cortados anéis do tubo em serra fita com 50 mm de largura e fabricado amostras com 50 mm x 50 mm x 8 mm, tendo suas faces usinadas por fresamento, e posteriormente lixadas com lixa na granulometria 80. As amostras, figura 57, foram codificadas como BP 851-1 e BP851-2

Figura 57 – Amostra para aquisição da composição química do material do tubo.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

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 o SPECTRO MAXX 2007, que possui um software adequado à aquisição dos dados a partir da radiação obtida através da abertura de um arco elétrico sobre a amostra de teste, figura 58. O arco é protegido e a radiação emitida é analisada e através dela, se identifica os componentes e suas quantidades em % de massa.

Figura 58 – Aparelho de espectrometria de emissão ótica SPECTRO MAXX 2007.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

3.1.2. Caracterização Metalográfica

Para a caracterização da microestrutura, foram preparadas quatro amostras obtidas da secção transversal do tubo, na sua espessura, nas dimensões 50x50x8 mm, sendo uma retirada da região da solda e outra do metal base, tanto para o tubo tratado com vibração, como para o tubo sem o tratamento de vibração. As amostras foram cortadas do tubo através de serra fita, sendo posteriormente, recortadas com disco abrasivo. Para confecção das amostras embutidas em resina polimérica, estas foram novamente usinadas para as dimensões de 20x20x8 mm.

As amostras foram preparadas da seguinte maneira:

1. Corte com disco abrasivo

Equipamento: PRAZIS COR- 40 e disco AROTEC AA-2, figura 59.

Figura 59 – Equipamento para corte abrasivo PRAZIS COR 40.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

2. Foram embutidas em resina polimérica e lixadas na seguinte sequência granulométrica- #80, #180, #320, #600, #1200

Equipamento: FORTEL PLF, figura 60

3. Em seguida polidas utilizando solução de diamante, com pano para polimento específico, na seguinte sequência granulométrica: # 3 microns e # 1 micron

Equipamento: FORTEL PLF, figura 60

Figura 60 – Equipamento para corte abrasivo FORTEL PLF para lixamento e polimento.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

As amostras finalizadas foram atacadas com uma solução de ácido nítrico a 3% em álcool etílico - NITAL a 3% - pelo tempo aproximado de 13 segundos e em seguida lavadas com água corrente e depois com álcool. Em seguida foram secadas com jato de ar quente.

O ataque com NITAL foi escolhido por não atacar a ferrita nem a cementita, por delinear os seus contornos e realçar a perlita dando-lhe uma coloração escura. A figura 61 evidencia as amostras atacadas e secas.

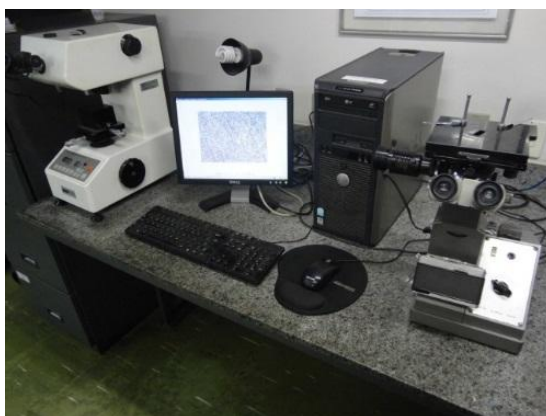
Figura 61 – Amostras metalográficas do material do tubo sem vibração: (a) metal base (b) solda. Tubo com vibração: (c) metal base (d) solda.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

4. Microscópio Óptico Olympus, figura 62, modelo: TOKYO MG 1999 com ampliação de até 600 vezes. Câmara digital DSP color CCD. Sistema de captura de imagens através do software PIXELZIEW-PLAY TV PRO V8.01ATV.

Figura 62 – Microscópio Óptico Olympus modelo Tokyo MG 1999.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016

3.1.3. Caracterização Mecânica

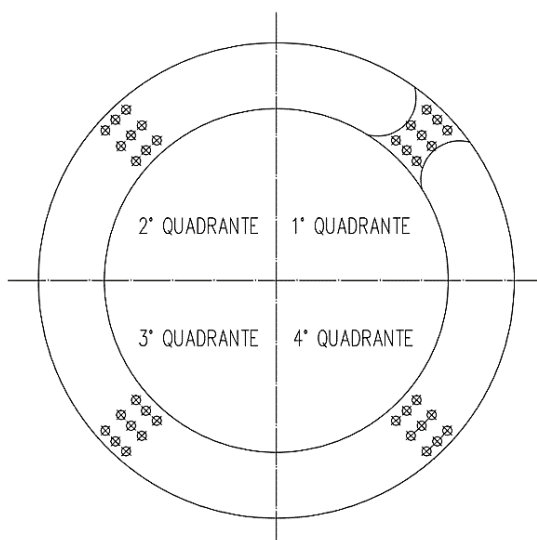
3.1.3.1. Ensaio de Dureza

Foi realizado um ensaio de dureza Rockwell C utilizando carga de 150 kg com ponta cônica de diamante com 120° de conicidade. O ensaio foi feito na dimensão da espessura de

um anel do tubo com 60 mm de comprimento, para as duas situações, com a amostra tirada do tubo sem o tratamento de vibração e outra após o tratamento. Conforme a norma API 5CT, o anel é dividido em 4 quadrantes e, em cada quadrante são feitas 9 impressões, sendo localizadas da seguinte maneira: três à distância de 2,5 vezes o diâmetro da impressão do diâmetro externo do tubo; três na linha de centro da espessura e as outras três à 2,5 vezes o diâmetro de impressão do diâmetro interno do tubo. A distância entre impressões, corresponde no mínimo a 3 vezes o diâmetro de impressão. A figura 63 retrata o que foi explicado. As faces do anel foram convenientemente preparadas para o ensaio tendo sido usinadas, e polidas.

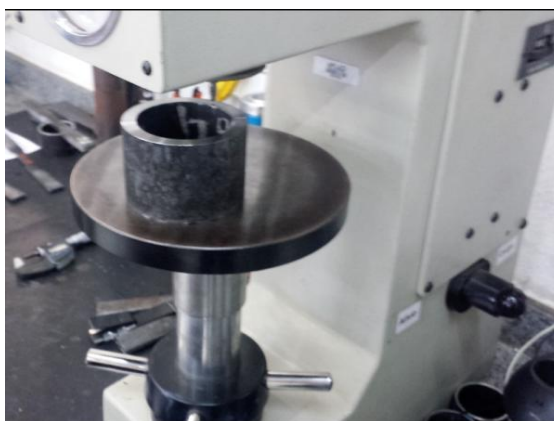
A máquina de ensaio utilizada foi a PANTEC modelo RANS RS 2004 calibrada e certificada conforme a norma ASTM E 92 (2003), figura 64.

Figura 63 – Posição dos pontos de leitura da dureza ROCKWELL C no anel do tubo.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Figura 64 – Anel de exemplo, posicionado no equipamento de medição de dureza.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

3.1.3.2. Ensaio de Tração.

Os ensaios foram realizados na temperatura ambiente em uma máquina de tração KRATOS com capacidade de 100 toneladas-força, para corpos de prova de secção plana conforme norma API 5CT (2001) / ASTM A 370 (2007) e ASTM E8 (2004), como na figura 65. O equipamento é calibrado anualmente através de órgãos credenciados pelo IPT-SP (Instituto de Pesquisas Tecnológicas).

Figura 65 – Equipamento de ensaio de tração KRATUS – 100 tf.



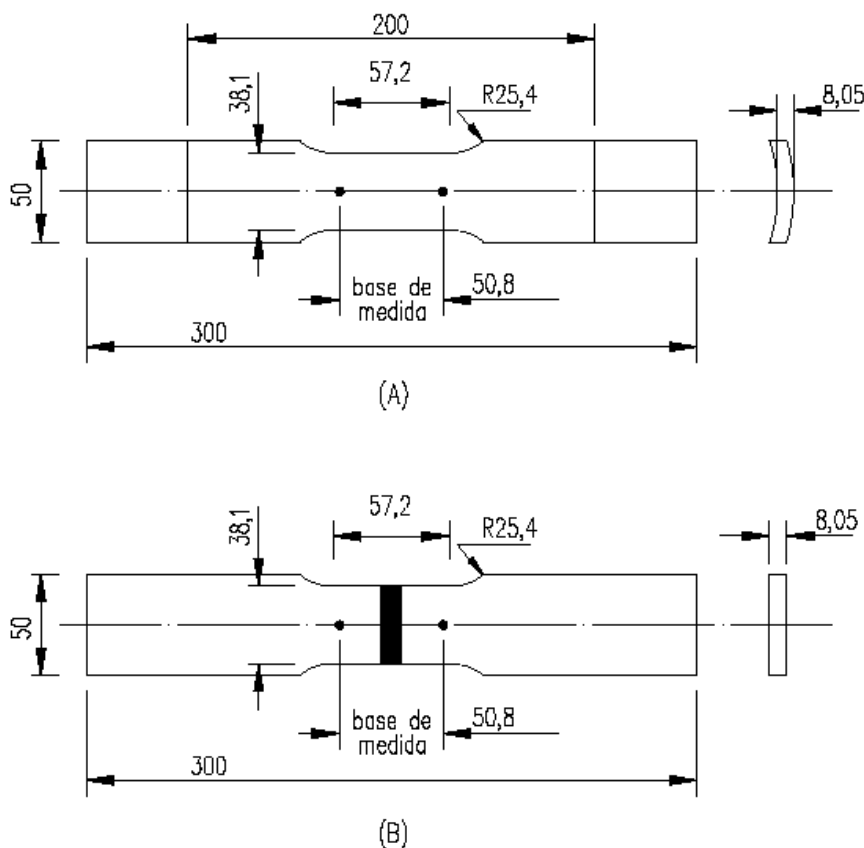
Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Os corpos de prova foram retirados do tubo segundo a norma API 5CT 2001 da seguinte maneira e nas seguintes quantidades antes e depois dos testes de vibração:

1. Corpo de prova de tração longitudinal sobre o cordão de solda a 0° - (1° quadrante) – uma amostra.
2. Corpo de prova de tração longitudinal no metal base 90° - (2° quadrante) – uma amostra.
3. Corpo de prova de tração longitudinal no metal base a 180° - (3° quadrante) – uma amostra.
4. Corpo de prova de tração longitudinal no metal base a 270° - (4° quadrante) – uma amostra.
5. Corpo de prova de tração transversal na solda – três amostras.

A figura 66 (a e b) referem-se aos desenhos dos corpos de prova para fabricação e uma amostra efetivamente fabricada, figura 67.

Figura 66 – Corpos de prova para o ensaio de tração, norma API 5CT (2001). (A) Orientação Longitudinal. (B) Orientação transversal à solda.



Fonte: Elaborado pelo autor, conforme norma API 5CT 2001, 2016.

Figura 67 – Corpos de prova para o ensaio de tração, norma API 5CT (2001). Orientação transversal à solda.



Fonte: Elaborado pelo autor, APOLO TUBULARS, 2016

A. Procedimentos adotados antes do início dos ensaios de tração:

A1) - Os corpos de prova para ensaio longitudinal foram planificados, na sua extremidade por meio de prensagem.

A2- Foi executada a medição da largura do corpo de prova de 38,1 mm através de 3 leituras, sendo uma central e as outras duas, a cada 1/3 da base de medida. A média aritmética das 3 leituras, denominou-se “Largura A”. A medição foi feita com paquímetro em precisão de medida adotada foi de 0,05 mm.

B. Procedimentos para a realização dos testes de ensaio.

B.1) Configuração do ensaio.

Ajustou-se a configuração do equipamento para o ensaio em questão, norma, 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.

B.2) Fixação do corpo de prova na máquina de ensaio.

O corpo de prova foi fixado na máquina conforme os requisitos técnicos expressos no manual de operação do equipamento, fixando o corpo de prova primeiramente na mesa superior e depois, na inferior, certificando-se do seu posicionamento na vertical, conforme a figura 68.

Figura 68 – Corpo de prova posicionado para o ensaio de tração.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

C) Obtenção da curva de “CARGA” x “DEFORMAÇÃO” utilizando o extensômetro.

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. Os ensaios foram feitos conforme a norma API 5CT 2001 com os corpos de prova abaulados, sendo que apenas os locais sujeitados pelas garras de fixação do equipamento foram planificados em prensa hidráulica conforme figura 66(A). O extensômetro foi montado no corpo-de-prova como na figura 69, 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 69– Fixação do extensômetro de corpo duplo no corpo de provas.



Fonte: Elaborado pelo autor, 2016

D) Determinação das propriedades mecânicas.

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

3.1.3.3. Ensaio de Impacto Charpy “V”.

Para estes ensaios foram utilizados corpos de prova com as dimensões de 50x10x5 mm em conformidade com a norma API 5CT 2001. O equipamento utilizado para o ensaio foi o PAN 300J com capacidade de 300 Joules. Para a caracterização do tubo, sem o ensaio de vibração, as seguintes quantidades de amostras e as temperaturas de teste, em graus Célsius, foram consideradas: 0° C; -20° C; - 40° C. As amostras foram retiradas do metal base e da linha de solda na posição transversal à linha de centro do tubo. Para cada temperatura, foram confeccionadas três amostras totalizando 15 amostras.

Para a caracterização do tubo após os ensaios de vibração foram colhidas amostras com as mesmas dimensões da anterior, também, obtidas do metal base e da linha de solda, nas mesmas quantidades e temperaturas das amostras anteriores: 0°C; -20° C; - 40° C e sendo três amostras para cada temperatura, totalizando dezoito amostras.

A. Confeção dos Corpos de Prova para os testes de impacto.

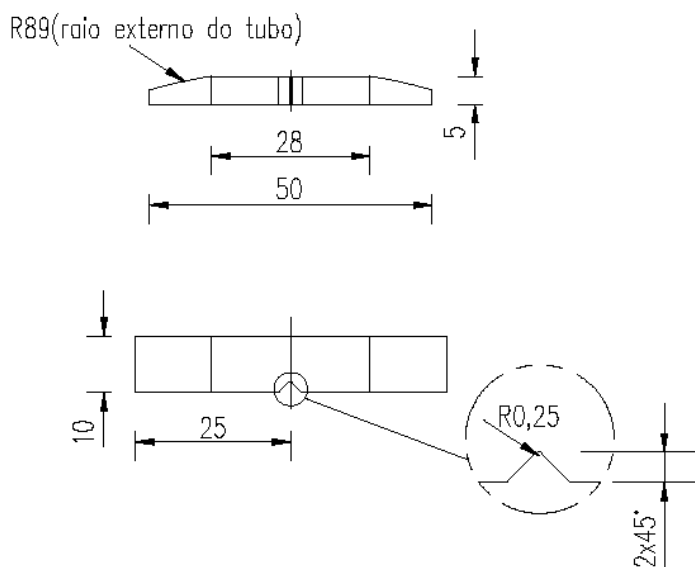
A confecção dos corpos foi feita de forma cuidadosa, a começar pela aquisição das amostras do tubo. Estas foram obtidas através de processos não envolvendo calor como, corte a plasma, oxicorte, entre outros, além do que, foi considerada uma quantidade de sobre metal adequado possibilitando a adequada usinagem de acabamento.

B. Obtenção dos corpos de prova para o teste de Charpy “V”.

O procedimento para obtenção dos corpos de prova foi conforme a seguinte sequência:

- 1- Corte inicial do corpo de prova do tubo através de serra fita;
- 2- Adequação das medidas do corpo de prova através de usinagem;
- 3- Traçagem da posição do entalhe;
- 4- Confeção do entalhe em “V” no local determinado na peça, na profundidade de 2 mm, com ângulo de 45° e com arredondamento final da extremidade do “V” com 0,25 mm, conforme a norma API 5CT 2001, como nas figuras 70 e 71 que ilustram o desenho de fabricação e o corpo de provas produzido respectivamente.
- 5- Execução da inspeção dimensional de cada corpo de prova com instrumentos convencionais de medição – paquímetro, micrômetro e projetor de perfil devidamente aferidos.

Figura 70 – Desenho de fabricação do corpo de prova Charpy “V” conforme a norma API 5CT. (B) Corpo de prova produzido.



Fonte: – Elaborado pelo autor conforme norma API 5CT 2001, 2016.

Figura 71– Corpo de prova Charpy “V” produzido.



Fonte: (AUTOR, 2016)

C. Procedimento dos testes

Antes de serem submetidos ao teste de impacto propriamente dito os corpos de prova foram resfriados e mantidos na temperatura de teste. Para isso foi utilizado o equipamento e para o banho, álcool e CO₂ (GELO SECO) como refrigerante.

Os corpos de prova, em grupos de três, foram colocados nas respectivas temperaturas de teste juntamente com uma tenaz, que foi utilizada para transportá-los até suporte de teste no equipamento. Estes foram mergulhados no banho sendo recobertos por uma camada de líquido refrigerante correspondente a 30 mm. Iniciou-se com os corpos de prova para temperatura de teste correspondente a 0°C. o restante foi colocado em ordem decrescente de temperatura. Uma vez estabilizada a temperatura, os corpos de prova permaneceram no

interior do refrigerador, na temperatura de testes, no tempo mínimo de 5 minutos para sua homogeneização conforme mostrado na figura 72.

Figura 72 – Refrigerador elétrico QUIMIS ULTRATERMOSTÁTICO.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Antes do início dos testes de impacto propriamente dito, foi feita a verificação do funcionamento da máquina em vazio. Posicionou-se o pêndulo na posição de teste, este foi liberado levando o ponteiro de arraste até a posição correspondente à zero Joule, conforme figura 73.

Figura 73 – Máquina de impacto para ensaio Charpy PAN 300J.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

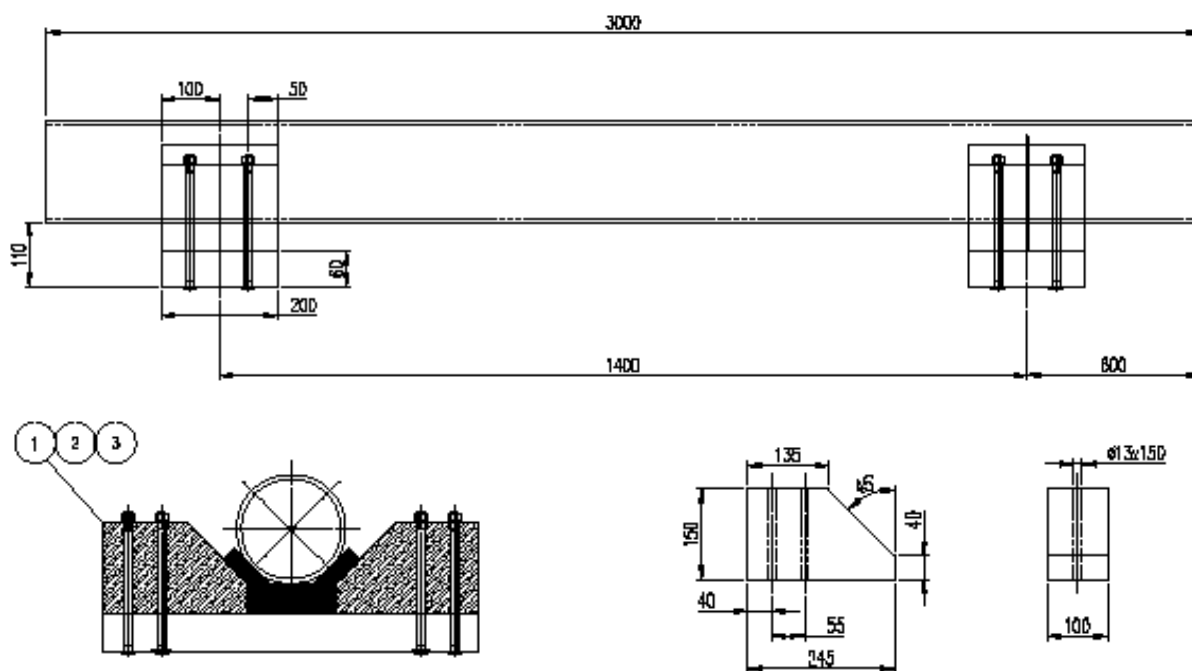
3.2 ENSAIOS PRÁTICOS DE VIBRAÇÃO.

O equipamento utilizado para execução do alívio de tensões por vibração foi o “Formula 62”, número de série 53-10614 da empresa fabricante SRE (*Stress Relief Engineering Company*).

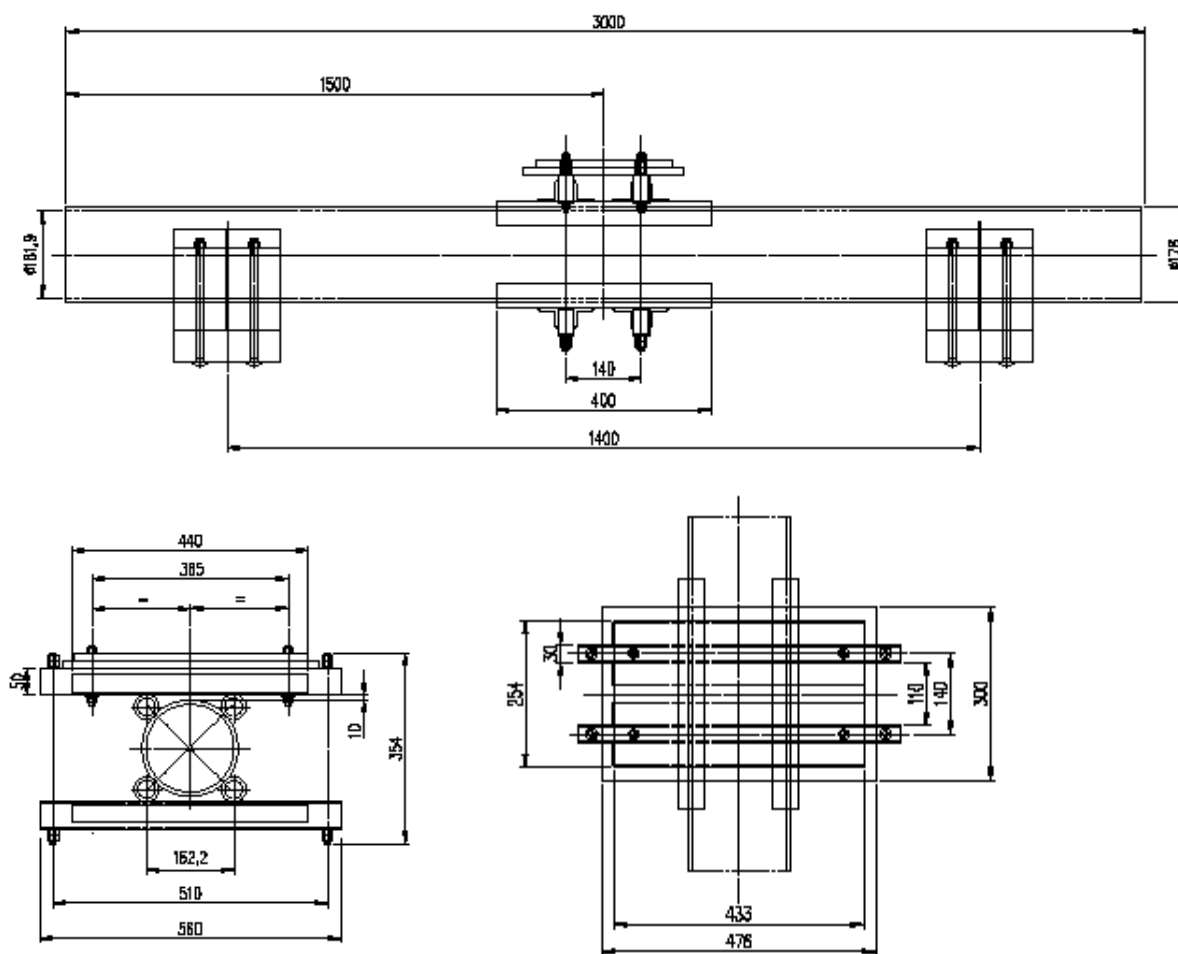
3.2.1. Projeto do dispositivo para Vibração.

Conforme solicitação do fabricante SRE, para a execução dos testes, teve que ser projetado os suportes do tubo, executado em madeira, de modo abrigar um conjunto de borrachas amortecedoras com dureza aproximada de 20 Shore A, destinadas ao apoio do tubo isolando-o do piso. Foi projetado também, o dispositivo para suportar o indutor de vibração e transmitir esta energia para o tubo. O desenho de projeto e os componentes fabricados são mostrados nas figuras 74 e 75. 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.

Figura 74 – Projeto do suporte (A) e do dispositivo de apoio do vibrador (B) do tubo.



(A) – Suporte do tubo



(B) – Dispositivo de fixação do vibrador

Figura 75 – Suportes e dispositivo fabricados.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

3.2.2. Equipamento para Alívio de Tensões através de Vibração.

O equipamento Formula 62 é composto dos seguintes componentes: Indutor de vibração, sensor de vibração (acelerômetro) e painel de controle com fonte estabilizadora. A figura 76 (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 76 (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.

Figura 76 - Equipamento portátil Formula 62 para execução de alívio de tensões residuais.



(a)



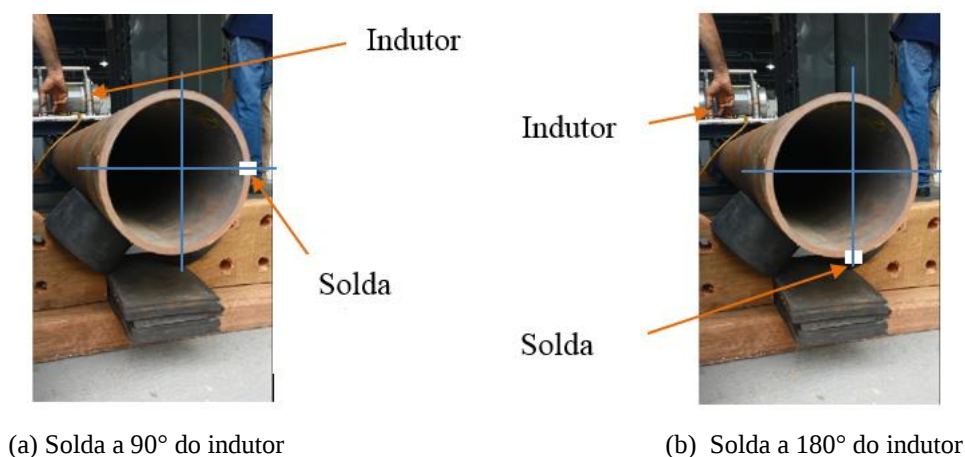
(b)

Fonte – ENERGYARC, 2006

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

Fizemos dois tratamentos de vibração no tubo. Um com a linha de solda posicionada rente ao piso à 180° do indutor e outro à 90° do indutor, figura 77a e figura 77b respectivamente. Procedemos desta forma para melhor distribuir as vibrações e em toda a peça.

Figura 77 – Posição da solda com relação ao indutor de vibração.



(a) Solda a 90° do indutor

(b) Solda a 180° do indutor

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Para a realização dos testes foi escolhido um lugar plano adequado e seguro dentro da ferramentaria da FEG UNESP. No local foram posicionados os suportes de madeira e sobre este, os amortecedores de borracha. O tubo utilizado para os testes possuía o comprimento de 3000 mm.

Num primeiro momento, posicionamos o tubo sobre os amortecedores com linha de solda posicionada a 90° do indutor, figura 77a, ou seja, horizontal o piso. As extremidades do tubo foram posicionadas a aproximadamente, 250 mm do centro dos suportes, figura 78b. Em seguida marcamos o centro do comprimento longitudinal do tubo e posicionamos, neste local, o dispositivo do indutor de vibração. Montamos e fixamos o dispositivo neste local, nivelando-o nas direções paralela e perpendicular à linha de centro do tubo. Feito isto, fizemos a montagem mecânica do indutor de vibração sobre o dispositivo e as conexões elétricas deste com o painel de comando. A partir deste momento, iniciamos o tratamento de vibração. Terminada esta primeira fase dos testes, desmontamos o dispositivo de vibração a ponto de permitir que o tubo fosse girado de 90° , com relação à posição anterior, no sentido ante horário, posicionando a linha de solda à 180° com relação ao indutor de vibração, figura

77b. Em seguida reiniciamos o tratamento. A figura 78 ilustra os passos da montagem descritos até o momento.

Figura 78 – Sequência de montagem dos equipamentos para os testes de alívio de tensões por vibração no tubo.



(A) Montagem amortecedores.



(B) Posicionamento do tubo nos suportes amortecedores.



(C) Nivelamento longitudinal do dispositivo.



(D) Nivelamento transversal do dispositivo



(E) Montagem do indutor de vibração no dispositivo.



(F) Montagem das conexões elétricas.

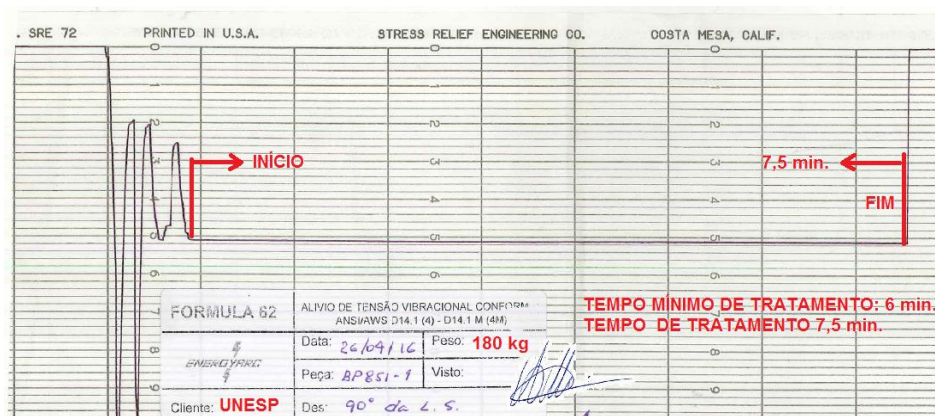
Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

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 e 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 o que é mostrado no dial do painel de comando. Em determinado

momento, embora a frequência do indutor continue subindo, pois continuamos manualmente acionar o potenciômetro da frequência neste sentido, o ponteiro analógico do dial apresenta um retrocesso no valor da frequência indicada. Neste momento faz-se o ajuste do ponto no qual ocorreu o retrocesso da frequência. 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 chegarmos à determinação desta frequência foi de aproximadamente dois minutos.

Uma vez na frequência de ressonância e de acordo com o peso e dimensões do tubo, o fabricante SRE (*Stress Relief Engineering Company*) recomendou que o tubo permanecesse nesta frequência pelo tempo de 7,5 minutos. O que foi feito. Todo o procedimento descrito foi registrado através de um gráfico emitido pelo aparelho, para as duas condições de testes, figura 79a, referente ao tratamento com a solda a 90° do indutor e, figura 79b, referente ao tratamento com a solda posicionada à 180° do indutor. O tempo total de teste foi de 15 minutos.

Figura 79 – Resultado gráfico dos tratamentos de vibração.



(a) Linha de solda posicionada a 90° do indutor.



(b) Linha de solda posicionada a 180° do indutor.

Fonte – ENERGYARC, 2016

Foi verificado que a vibração ao longo de todo o comprimento tubo não foi uniforme quanto a amplitude, apresentando maior amplitude nas extremidades do tubo. Não foi possível medir o valor desta amplitude de vibração ao longo do tubo. Em decorrência deste fato, mostrou-se ser muito importante a isolamento do tubo com relação ao piso, feita através das borrachas amortecedoras que permitiram que o tubo vibrasse sem interferência alguma.

Após a decorrência do tempo determinado, o teste foi encerrado. A figura 80 ilustra o ajuste da frequência no ponto de ressonância e o tubo sendo vibrado, nesta frequência, no tempo de teste.

Figura 80 – Sequência de montagem dos equipamentos para os testes de alívio de tensões por vibração no tubo.



(a) Determinação da frequência de ressonância.



(b) Tubo na frequência de ressonância.

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

3.2.4. Obtenção das dimensões do tubo. Diâmetro externo, interno e espessura.

Para obtenção da dimensão do diâmetro externo do tubo antes dos testes de alívio de tensões por vibração, foram utilizados paquímetros com precisão de 0,05 mm e um leitor de espessura por ultrassom da GE INSPECTIONS TECHENOLGY DM4, como precisão de 0,01 mm

O diâmetro externo e o interno foram medidos após o corte através de um equipamento de medição tridimensional da marca MITUTOYO modelo QM Measure 353 com precisão de 0,0037 mm, sendo que as medições são feitas através de um apalpador e o valor das medições lido diretamente na tela da interface homem máquina QM-DATA 300 do equipamento, figura 81.

Embora a sala estivesse adequada à temperatura de testes, aproximadamente na temperatura de 22 °C, o aparelho é dotado de um sistema de compensação térmica para uma

faixa de temperatura de 15°C a 30°C que o torna ideal para trabalhar, inclusive em chão de fábrica, recebimento de peças, entre outros pontos de trabalho (MITUTOYO, 2016).

Figura 81 – Equipamento de medidas tridimensional para medição dos anéis.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Foi feita a verificação dos diâmetros externo e interno de um anel sem o corte longitudinal com 600 mm de comprimento, cortado do tubo de teste sem vibração, com a finalidade de se obter medidas com maior precisão com relação às executadas com paquímetro e micrometro em fábrica. De maneira a se obter leituras em vários pontos, seccionou-se o anel de 600 mm em seis secções de 100 mm que foram chamadas de amostras A1, A2, A3, A4, A5, e A6.

De cada amostra foram obtidas 20 leituras de medidas sendo: 10 medidas de diâmetro externo e 10 de diâmetro interno. As medidas do diâmetro externo foram feitas a 10 mm das bordas do anel e as de diâmetro interno, a 10 mm das bordas devido ao tamanho do apalpador, o que correspondeu a fixar o eixo “Z” do aparelho de medição, responsável pela altura do apalpador sobre a peça. O anel foi posicionado na superfície da mesa do instrumento de medição como na figura 82. As medidas foram feitas nas posições 0°; 45° 90°; 180° 270°. De posse destas medidas para todos os anéis, calculou-se a média dos diâmetros externo e interno e pela diferença entre eles, o valor médio da espessura da parede do tubo. Estes valores foram comparados com os valores medidos em fábrica.

Figura 82 - Anel sem corte posicionado no equipamento tridimensional.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Para obtenção das medidas do diâmetro externo do anel aberto, este foi posicionado no equipamento, como na figura 83, sobre calços em “V” magnéticos mantendo o tubo perfeitamente alinhado no equipamento. Para a determinação da dimensão máxima transversal do anel aberto, utilizou-se esquadros de precisão convencional e blocos padrão classe 1 com dimensão de 10 mm e precisão de 0,001 mm, de que foram apoiados na mesa e encostados no tubo. A dimensão foi obtida entre as faces dos esquadros. Este procedimento foi adotado para quatro sessões do anel. Em cada sessão foram feitas cinco medidas. Calculou-se a média das medidas por sessão e depois, a média entre as sessões. Estes procedimentos foram executados para seis anéis de 600 mm, sendo três anéis retirados do tubo sem vibração e três retirados do tubo vibrado.

Figura 83 — Anel de 600 mm seccionado longitudinalmente posicionado no equipamento de medição.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

3.2.5. Corte transversal e longitudinal dos anéis.

O corte transversal dos anéis foi feito em serra fita convencional da marca S RAMOS. Foram cortados anéis com comprimento de 600 mm excedendo o comprimento mínimo de três vezes o diâmetro externo do tubo, como solicitado pela norma ASTM E 1928-13 igual a 534 mm. O número de anéis cortados foi: três para o tubo sem o tratamento de vibração, recebendo a denominação de CP01; CP02 e CP03, e mais três para o tubo após o tratamento de vibração, os quais foram denominados CP04; CP05; e CP06.

As amostras foram fresadas longitudinalmente, na posição do cordão de solda, em uma fresadora ROCCO convencional com fresa horizontal de disco de 3 mm de espessura, com corte refrigerado, e avanço e deslocamentos manuais, figura 84.

Figura 84 – Corte das amostras



(a) Corte transversal em serra fita



(b) longitudinal dos anéis em fresadora de disco.

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

A fim de evitar incremento de tensões residuais devido ao corte, os avanços e a velocidade de deslocamento da mesa foram monitorados.

Para execução do corte foram considerados avanços de 0,5 mm por passe o que necessitou de, aproximadamente, 16 passes para execução do corte total da peça. A peça possui a espessura média de 8,11 mm. A velocidade máxima de deslocamento da mesa foi de 3 a 5 mm/s.

Também, para evitar o tensionamento da peça devida a sua fixação sobre a mesa da fresadora, foram preparados fixadores especiais de contato circular, posicionados somente nas extremidades do tubo como sugere a norma ASTM E1928-13.

Após o corte de todos os anéis, estes foram transportados cuidadosamente para o setor de metrologia onde foram medidos.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 CARACTERIZAÇÃO QUÍMICA.

O aço utilizado para a fabricação do tubo em questão API 5CT N80Q foi o T-380 produzido pela CSN em bobinas, com certificado de composição química expresso em massa e descrito na tabela 9.

Tabela 9– Composição química do aço T-380 fornecido pela CSN.

ELEMENTO	C	Mn	P	S	Si	Cu	Ni
% MASSA	0,226	1,400	0,014	0,003	0,223	0,022	0,015

ELEMENTO	Cr	Mo	Nb	V	Ti	B	Sn
% MASSA	0,031	0,005	0,003	0,001	0,001	0,001	0,006

ELEMENTO	Ca	Al	Pb	W	Zn	As	
%MASSA	0,002	0,031	0,003	0,010	0,002	0,007	

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

A composição química obtida através da espectrometria, duas amostra, do aço fornecido está expressa na tabela 10.

Tabela 10 – Composição química do aço T-380 da CSN.

	C	Mn	P	S	Si	Cu	Ni	Cr	Mo	Nb	V
BP851-2	0,282	1,41	0,0067	0,0016	0,241	0,019	0,012	0,022	0,0021	0,00300	0,00100
BP851-1	0,285	1,43	0,006	0,0011	0,247	0,019	0,014	0,022	0,0024	0,00300	0,00100
Media	0,28350	1,42000	0,00635	0,00135	0,24400	0,01900	0,01300	0,02200	0,00225	0,00300	0,00100
Desvio	0,00212	0,01414	0,00049	0,00035	0,00424	0,00000	0,00141	0,00000	0,00021	0,00000	0,00000
	Ti	B	Sn	Ca	Al	Pb	W	Zn	As	Ceq	Pcm
BP851-2	0,001	0,0005	0,0072	0,0036	0,026	0,003	0,013	0,002	0,004	0,52000	0,36500
BP851-1	0,001	0,0005	0,0071	0,0039	0,026	0,003	0,018	0,002	0,0036	0,53000	0,36900
Media	0,00100	0,00050	0,00715	0,00375	0,02600	0,00300	0,01550	0,00200	0,00380	0,52500	0,36700
Desvio	0,00000	0,00000	0,00007	0,00021	0,00000	0,00000	0,00354	0,00000	0,00028	0,00707	0,00283

Fonte – APOLO TUBULARS, 2016.

Obs. Segue as equações para o cálculo do Carbono Equivalente C_{eq} e do Parâmetro de Trincamento Modificado (P_{cm}) dos japoneses Ito e Bessyo:

$$C_{eq} = C + \frac{Mn}{16} - \frac{Ni}{50} + \frac{Cr}{23} + \frac{Mo}{7} + \frac{Nb}{5} + \frac{V}{9} \quad (1)$$

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

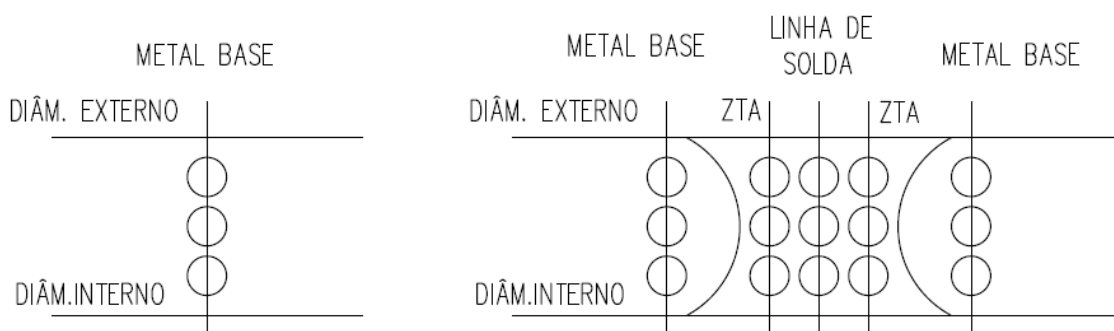
Como as diferenças apresentadas entre composições químicas das tabelas não são significativas, podemos afirmar que o material fornecido está de acordo com o solicitado para a fabricação do tubo com o grau especificado.

4.2 CARACTERIZAÇÃO METALOGRÁFICA.

A caracterização metalográfica foi feita antes e depois do tubo ter sido submetido ao processo de tratamento por vibração. Das amostras da região da solda, foram realizadas quinze imagens micrográficas sendo, três relativas às regiões de solda, seis da zona termicamente afetada, e seis do metal base do entorno. As imagens correspondem às regiões próximas ao diâmetro externo de tubo, regiões centrais e regiões próximas ao diâmetro interno do tubo.

Para a amostra referente ao metal base, foram feitas três imagens sendo, uma na região próxima ao diâmetro externo do tubo, uma na região central e outra na região próxima ao seu diâmetro interno, conforme figura 85.

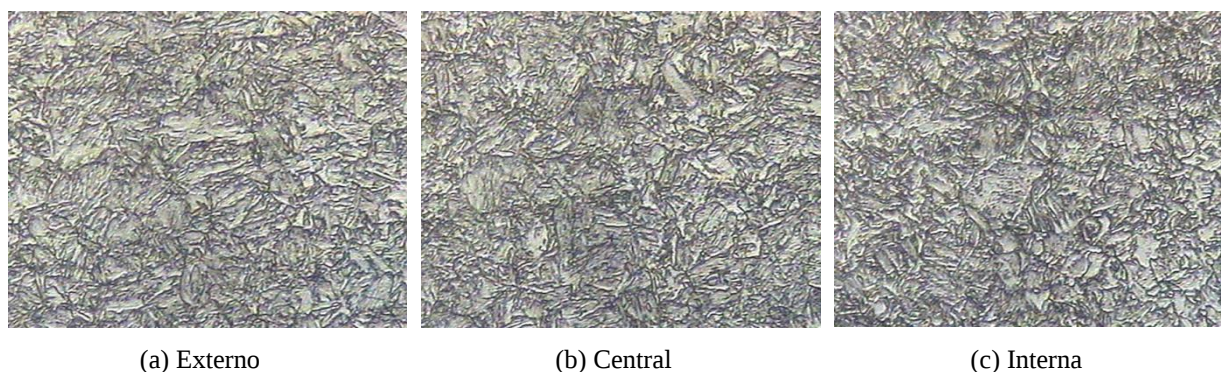
Figura 85 – Localização das imagens micrográficas ao longo da espessura do tubo com e sem tratamento de vibração mecânica. (a) disposição no metal base; (b) disposição na linha de solda e adjacências.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

As imagens do metal base do tubo sem o tratamento de vibração, feitas ao longo de sua espessura, figura 86, caracterizam uma microestrutura correspondente a um aço de baixo carbono - 0,22% - devido a cor esbranquiçada ao fundo dada pela presença preponderante de uma rede de ferrita descontinuada de ferrita poligonal circundando grãos de martensita revenida, com pequenas partículas de cementita, tendendo para uma forma esferoidal em razão da temperatura de revenimento acima de 600 °C. Esta estrutura é conhecida como sorbita, a qual se repete ao longo do metal de base ao longo da espessura do tubo, como se observa na figura 86. (COLPAERT, 1974).

Figura 86 – Micrografia do metal base do tubo sem vibração. (a) próxima ao diâmetro externo; (b) na região central da espessura; (c) próxima ao diâmetro interno do tubo. Ataque com Nital 3%. Ampliação 600 x.



Fonte – APOLO TUBULARS, 2016.

Pela análise das imagens da região de solda, figura 87, e regiões circunvizinhas do tubo sem o tratamento de vibração, observa-se que as estruturas metalográficas diferem pouco umas das outras, mostrando uma estrutura totalmente revenida caracterizada, de modo preponderante, pela existência de uma a estrutura ferrítica permeada por uma textura sorbítica, como relatado anteriormente para o metal base.

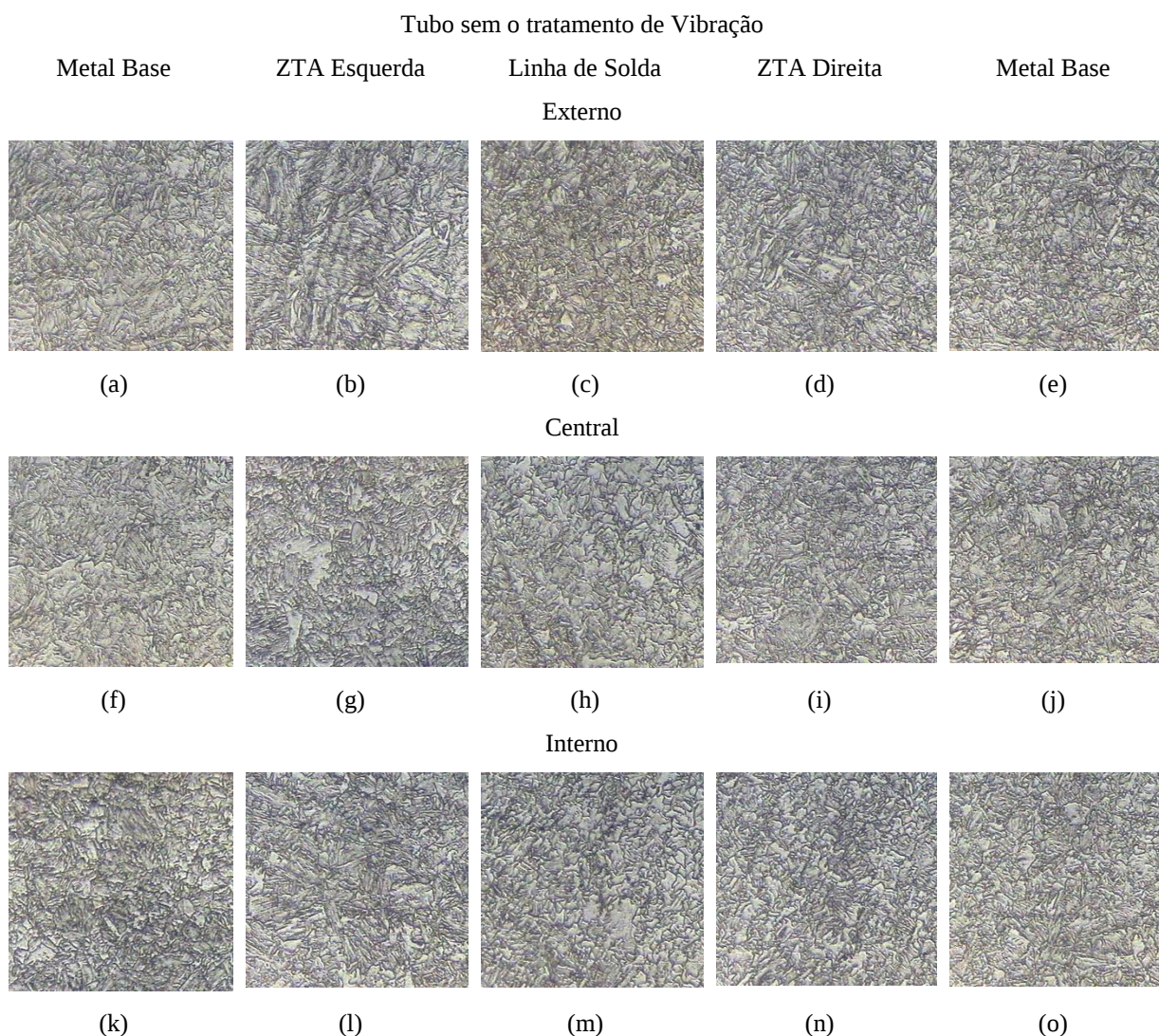
Nas imagens da linha de solda externa, central, e interna, observa-se a mesma estrutura ferrítica e perlítica, apresentando uma maior recuperação nestes locais do que na ZTA e material base adjacentes, apresentando também, a textura sorbítica, característica do tratamento de revenimento na temperatura mencionada. Praticamente não ocorre nenhuma diferença morfológica entre as imagens, sendo estas, permeadas pelas linhas de fluxo do caldeamento a direita e a esquerda da linha central da solda.

Nas imagens da ZTA à direita e a esquerda da linha de solda, nota-se também, a mesma estrutura descrita anteriormente com evidência para a sorbita. Nota-se, ainda, as linhas de fluxo já descritas anteriormente, sendo bem nítida uma área de empacotamento dos grãos, na

imagem da ZTA esquerda externa, originada provavelmente dos esforços de compressão dos rolos de pressão sob as paredes do tubo no momento do caldeamento, e que não foram totalmente recuperados no tratamento de normalização subsequente à este.

Das análises das imagens do metal base circunvizinho, conclui-se que praticamente coincidem com as imagens do metal base da figura 86, mostrando a uniformidade do tratamento de revenimento.

Figura 87 – Micrografia na espessura do metal base do tubo sem vibração na linha de solda e regiões da ZTA e do metal base circunvizinho. Imagens (a),(b),(c) e (d) próximas ao diâmetro externo do tubo. Imagens (f), (g), (h), (i) e (j), região central. Imagens (k), (l), (m), e (n) próximas ao diâmetro interno. Ataque com Nital 3%. Ampliação 600 x.



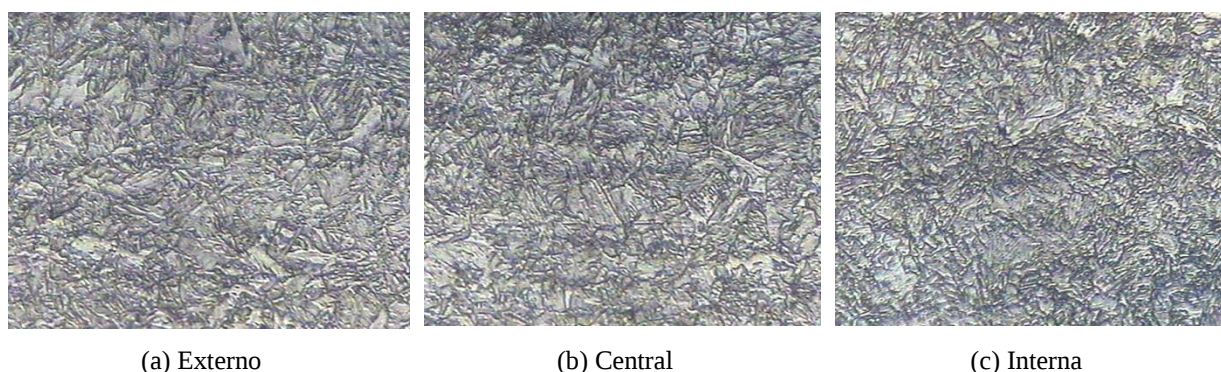
Fonte – APOLO TUBULARS, 2016.

Considerando, agora, o tubo vibrado, e as imagens das posições externa, central e interna do metal base, figura 88, verifica-se que as morfologias das microestruturas

correspondentes não apresentam grandes variações entre si predominando a matriz ferrítica e a martensita revenida, com a textura sorbítica, sendo esta, um pouco mais acentuada na imagem interna (c).

Comparando estas imagens – do tubo com o tratamento de vibração - com as do tubo sem este tratamento, verifica-se a mesma micro estrutura já descrita, evidenciando que o tratamento de vibração pouco ou nada influenciou na micro estrutura do material, neste nível de análise.

Figura 88 – Micrografia do metal base do tubo com vibração. (a) próxima ao diâmetro externo; (b) na região central da espessura; (c) próxima ao diâmetro interno do tubo. Ataque com Nital 3%. Ampliação 600 x.



(a) Externo

(b) Central

(c) Interna

Fonte – APOLO TUBULARS, 2016.

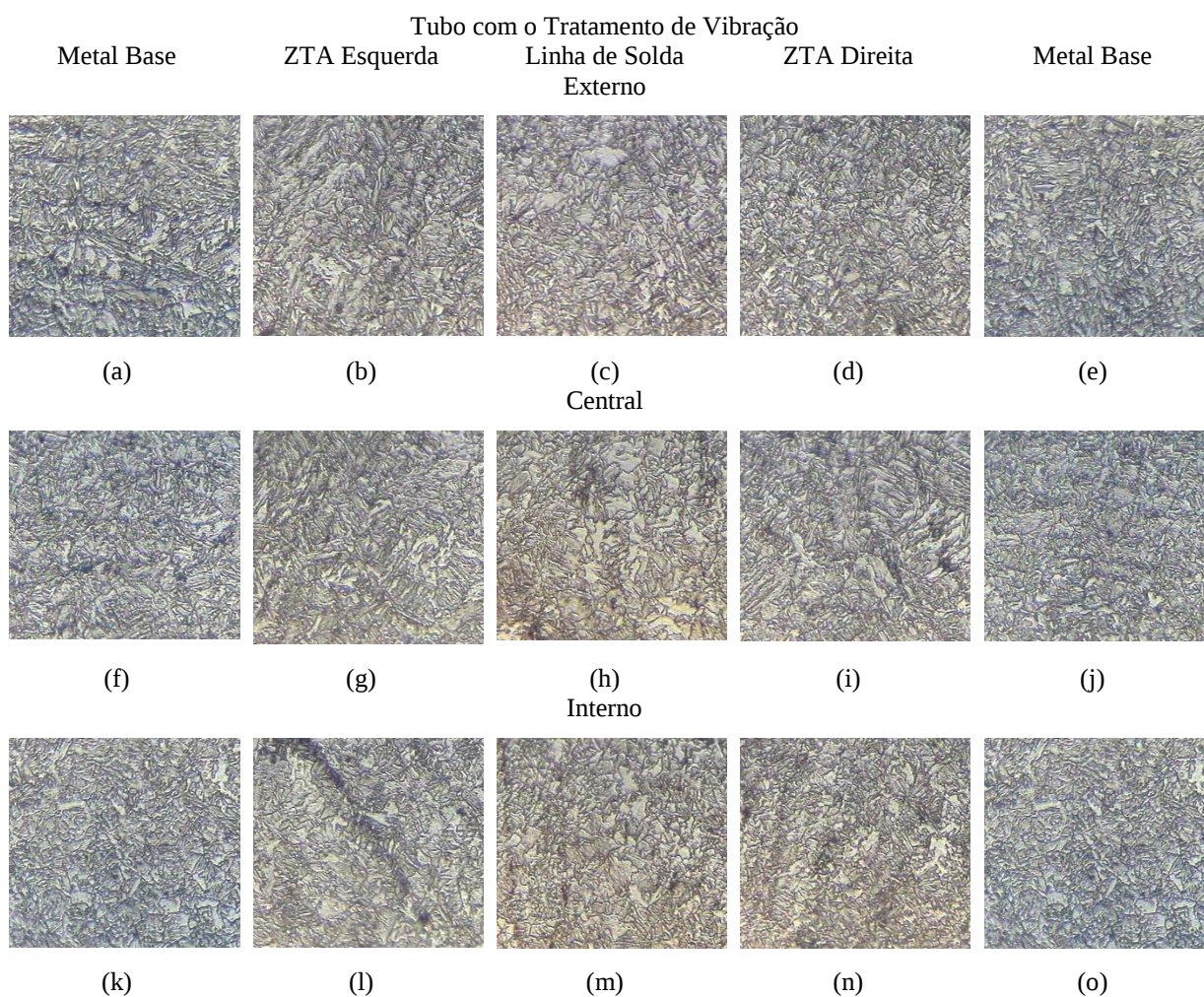
Analizando, agora, as imagens da região de solda do tubo submetido ao tratamento de vibração, figura 89, e as regiões circunvizinhas, observamos, também, que as estruturas metalográficas diferem pouco umas das outras, mostrando, como na figura 88, uma estrutura totalmente revenida caracterizada, de modo preponderante, pelas estruturas ferrítica com a textura sorbítica, já comentada anteriormente.

Nas imagens da linha de solda externa, central, e interna, observa-se as mesmas características estruturais mencionadas, com praticamente nenhuma diferença morfológica entre as imagens, sendo estas, permeadas pelas linhas de fluxo do caldeamento a direita e a esquerda da linha central da solda, como já retratado para o tubo sem tratamento de vibração.

Nas imagens da ZTA à direita e a esquerda da linha de solda, nota-se, também, a uniformidade das morfologias estruturais, praticamente sem grandes diferenças entre si, como também, as linhas de fluxo e as mesmas características morfológicas descritas anteriormente para o tubo sem o tratamento de vibração.

As análises das imagens do metal base circunvizinho, praticamente coincidem com as imagens do metal base da figura 87, caracterizando a uniformidade do tratamento de revenimento, como já mencionado anteriormente.

Figura 89 – Micrografia na espessura do metal base do tubo com vibração na linha de solda e regiões da ZTA e do metal base circunvizinho. Imagens (a), (b), (c), (d), (e), próximas ao diâmetro externo do tubo. Imagens (f), (g), (h), (i) e (j), região central. Imagens (k), (l), (m), (n), (o), próximas ao diâmetro interno. Ataque com Nital 3%. Ampliação 600 x.



Fonte – APOLO TUBULARS, 2016.

Das análises executadas, podemos afirmar que o tratamento de vibração não produziu nenhuma alteração morfológica na micro estrutura no material do tubo, no nível de análise laboratorial realizado.

Cabe ressaltar que, o mesmo nível de análise utilizada para avaliar a influência do tratamento de vibração com a intensão de promover o alívio de tensões é o empregado para analisar a influência de um tratamento térmico com esta mesma finalidade para este tipo de produto.

4.3 CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA

4.3.1. Ensaio de Dureza Rockwell C.

Os ensaios de dureza foram realizados para o tubo BP 851, corrida 04AH14, antes do tratamento de vibração e após o tratamento de vibração, conforme relatado no capítulo 3.

Os resultados do ensaio, antes do tubo ser submetido ao tratamento de vibração, são apresentados na tabela 11. Para cada quadrante foram executadas nove medições sendo: três próximas às bordas externa e interna e três na linha média da espessura. Foram calculadas as médias aritméticas e o desvio padrão destas medidas, nestas três localidades e expresso o valor final como a dureza nestas regiões.

Os resultados apresentados estão de acordo com a norma API 5CT 2001, que não especifica um valor máximo para a dureza para este tipo de grau de tubo.

Tabela 11 – Ensaio de dureza Rockwell C antes do tratamento de vibração. Média = Méd. e Desvio Padrão = D.P.

DUREZA ROCKWELL C															
TUBO API 5CT N80Q – 178 x 8,05 - ANTES DO TRATAMENTO DE VIBRAÇÃO															
Quadrante	Externo			Centro			Interno			Externo		Centro		Interno	
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	Méd.	D.P.	Méd.	D.P.	Méd.	D.P.
1	26	26	26	24	23	23	23	22	22	26	0,00	23	0,47	22	0,47
2	24	26	26	23	22	23	21	21	21	25	0,94	23	0,47	21	0,00
3	25	27	27	22	21	21	21	22	21	26	0,94	21	0,47	21	0,47
4	28	28	27	23	22	23	23	24	23	28	0,47	23	0,47	23	0,47

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

O mesmo procedimento foi executado para o tubo após ter sido submetido ao tratamento de alívio de tensões por vibração, sendo obtido os valores relacionados na tabela 12.

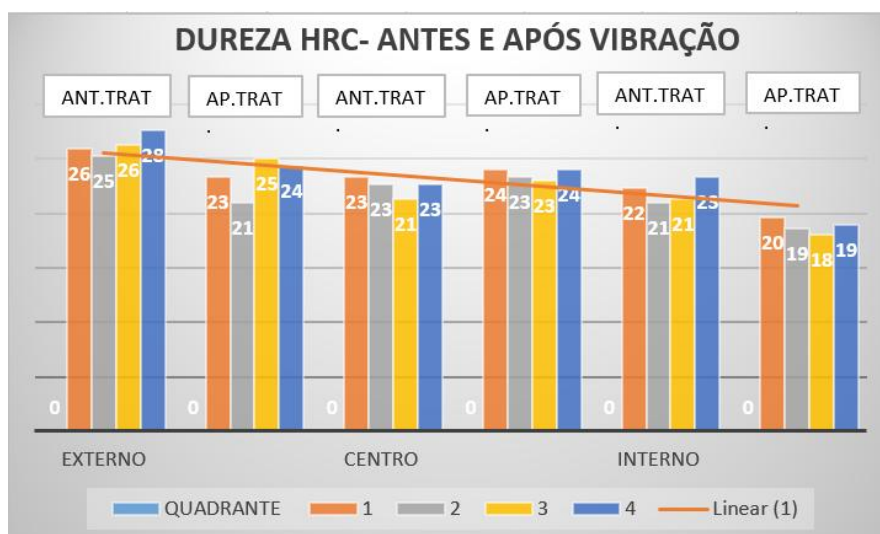
Tabela 12 – Ensaio de dureza Rockwell C após tratamento de alívio de tensões por vibração.

DUREZA ROCKWELL C															
TUBO API 5CT N80Q – 178 x 8,05 – APÓS TRATAMENTO DE VIBRAÇÃO															
Quadrante	Externo			Centro			Interno			Externo		Centro		Interno	
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	Méd.	D.P	Méd.	D.P	Méd.	D.P
1	23	24	23	25	23	24	19	20	20	23	0,47	24	0,82	20	0,47
2	20	21	22	23	23	24	19	19	18	21	0,82	23	0,47	19	0,47
3	25	25	25	24	22	23	18	18	18	25	0,00	23	0,82	18	0,00
4	23	25	25	25	24	23	19	20	18	24	0,94	24	0,82	19	0,82

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Dispondo os resultados da dureza ROCWELL C – HRC - das tabelas 11 e 12, antes do tratamento (ANT.TRAT.) e após o tratamento (AP.TRAT) em um gráfico, obtemos a seguinte, figura 90. O gráfico indica os valores das durezas obtidas nas posições “EXTENO”, “CENTRO” e INTERNO para os quatro quadrantes, como indicado na abscissa do gráfico, antes e após o tratamento de vibração.

Figura 90 – Dureza ROCWELL C – HRC – para os quatro quadrantes, considerando: 1- DUREZA EXTERNO; 2 – DUREZA CENTRO; 3 – DUREZA INTERNO; antes do tratamento (ANT.TRAT.); após tratamento (AP. TRAT.)



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Verificamos que ocorreu uma leve diminuição da dureza do material após o tratamento de vibração, o que é evidenciado pela curva de tendência traçada apenas para as durezas do 1º quadrante, mas que é possível observar que, as demais acompanham a mesma tendência.

É de conhecimento geral que a diminuição da dureza do material, obtida após o tratamento térmico para alívio de tensões, caracteriza a diminuição das tensões residuais existentes. Portanto, para este tratamento, este fato também pode vir a ser uma evidência da efetividade do tratamento.

4.3.2. Ensaio de Tração.

Conforme solicitado pela norma API 5CT 2001, para este tipo de tubo, somente são feitos testes de tração no sentido longitudinal do tubo nos quatro quadrantes, considerando um ensaio por quadrante, sendo um na região da solda (1º quadrante). Para caracterizar melhor a região de solda, consideramos mais três ensaios na direção transversal à direção de solda. Logo, ficamos com a seguinte quantidade de corpos de prova:

1. Direção longitudinal no metal base – três corpos de prova.
2. Direção longitudinal no metal de solda – um corpo de prova.
3. Direção transversal no metal de solda – três corpos de prova.

O procedimento acima foi utilizado tanto para o tubo sem o tratamento de alívio de tensões, como para o tubo após ter sido tratado.

As tabelas 13 e 14 apresentam o resultado dos testes como descrito no capítulo 4.

Tabela 13 – Resultado dos Ensaio de Tração - material do tubo antes do tratamento de alívio de tensões por vibração.

ENSAIO DE TRAÇÃO								
TUBO API 5CT N80Q – 178 x 8,05 - ANTES DO TRATAMENTO DE VIBRAÇÃO								
Ensaio	Corrida	Tubo	Aço	Quadrante	Posição	Tensão (MPa)		Alonga- mento
						LE	LR	Al%
44058	04AH14	BP851	T380	A1	LONGIT.	727	814	30
44059	04AH14	BP851	T380	A2	LONGIT.	723	812	29
44060	04AH14	BP851	T380	A3	LONGIT.	721	814	30
44061	04AH14	BP851	T380	A4	LONGIT.	732	818	28
50611	04AH14	BP851	T380	SOLDA	TRANS.	713	800	19,1
50664	04AH14	BP851	T380	SOLDA	TRANS.	650	801	16,3
50665	04AH14	BP851	T380	SOLDA	TRANS.	669	792	17,5

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Tabela 14– Resultado dos Ensaio de Tração - material do tubo após o tratamento de alívio de tensões por vibração.

ENSAIO DE TRAÇÃO								
TUBO API 5CT N80Q – 178 x 8,05 – APÓS TRATAMENTO DE VIBRAÇÃO								
Ensaio	Corrida	Tubo	Aço	Quadrante	Posição	Tensão (MPa)		Alonga- mento
						LE	LR	Al%
50659	04AH14	BP851	T380	A1	LONGIT.	713	803	29,1
50660	04AH14	BP851	T380	A2	LONGIT.	711	801	27,2
50661	04AH14	BP851	T380	A3	LONGIT.	706	798	25,5
50662	04AH14	BP851	T380	A4	LONGIT.	707	801	28,6
50667	04AH14	BP851	T380	SOLDA	TRANS.	671	793	18,5
50668	04AH14	BP851	T380	SOLDA	TRANS.	682	803	17,5
50669	04AH14	BP851	T380	SOLDA	TRANS.	670	792	18,8

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Os valores de tensão de escoamento, tensão de ruptura e porcentagem de alongamento no comprimento de 50,8 mm, foram comparados com os valores requeridos pela norma API 5CT 2001 e verificou-se que estes excedem o solicitado, como também não apresentaram nenhuma alteração significativa após o tratamento de alívio de tensões por vibração. Segue os valores normalizados expressos na tabela 15.

Tabela 15 – Valores de tensão mínimos de escoamento, tração e alongamento recomendados para o material API 5CT N80Q.

API 5CT 2001- API 5CT N80Q		
LE (MPa)	LR (MPa)	AL (%) Mínimo
552	668	17

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Comparando as tabelas 13 e 14 com a tabela 15 vemos que o material do tubo supera os valores mínimos de resistência ao escoamento e a tração, assim como, o valor para o alongamento mínimo solicitados pela norma API 5CT e, como já era esperado, verifica-se que o tratamento de alívio por vibração não afetou estas propriedades do material, pois o valores de variação apresentados não são significativos.

4.3.3. Ensaio de Impacto – Charpy “V”.

Tanto para o tubo sem o tratamento de alívio de tensões por vibração, como para o que foi submetido ao tratamento, os ensaios de Charpy “V” foram executados com corpos de prova submetidos à temperaturas de 0° C; -20° C; e -40° C; obtidos do sentido transversal à linha de centro do tubo, tanto no metal base, como na linha de solda. Foram também calculadas as porcentagens de fratura dúctil de cada corpo de prova de forma, a verificar possíveis variações de tenacidade antes e depois dos testes de alívio de tensões por vibração. As tabelas 16 e 17 exprimem os valores obtidos.

Tabela 16 – Ensaio de Charpy para o tubo BP851 material API 5CT N80Q antes do tratamento de alívio de tensões por vibração. Valor da tenacidade comparativa expressa em Joules. Média = Méd. e desvio padrão = D.P.

CHARPY “V” - TUBO BP851 - API 5CT N80Q											
SEM TRATAMENTO DE VIBRAÇÃO											
REGIÃO	POSIÇÃO C.P	TEMP. (°C)	ENSAIO - JOULES					FRATURARA DUCTIL %			
			1	2	3	MÉD.	D.P	1	2	3	MÉD.
Solda	Transvers.	0°	36	42	38	39	2,49	100	100	100	100
Solda	Transvers.	-20°	40	38	48	42	4,32	100	100	100	100
Solda	Transvers.	-40°	38	42	32	37	4,11	100	100	100	100
Met.base	Transvers.	0°	44	42	40	42	1,63	100	100	100	100
Met.base	Transvers.	-20°	44	40	42	42	1,63	100	100	100	100
Met.base	Transvers.	-40°	38	36	40	38	1,63	100	100	100	100

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

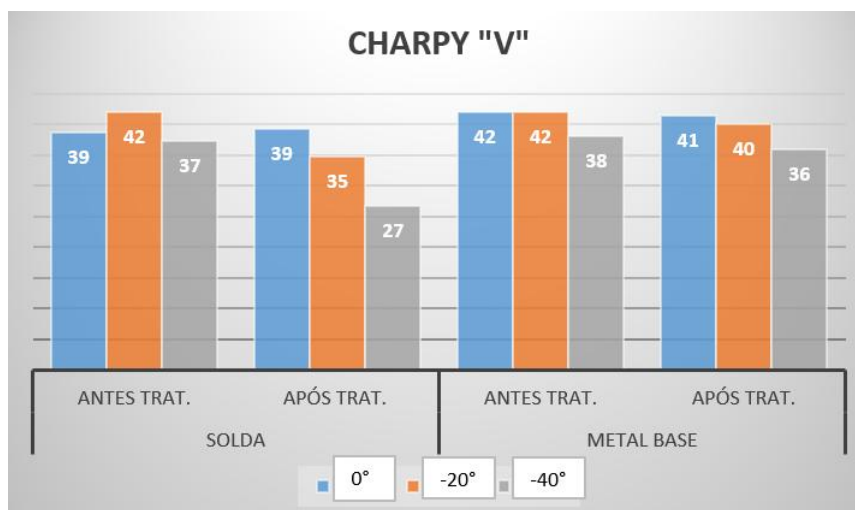
Tabela 17 – Ensaio de Charpy para o tubo BP851 material API 5CT N80Q após do tratamento de alívio de tensões por vibração. Valor da tenacidade comparativa expressa em Joules.

CHARPY “V” - TUBO BP851 - API 5CT N80Q											
COM TRATAMENTO DE VIBRAÇÃO											
REGIÃO	POSIÇÃO C.P	TEMP. (°C)	ENSAIO - JOULES					FRATURARA DUCTIL %			
			1	2	3	MÉD.	D.P	1	2	3	MÉD.
Solda	Transvers.	0°	44	38	36	39	3,40	100	100	100	100
Solda	Transvers.	-20°	36	32	36	35	1,89	100	100	100	100
Solda	Transvers.	-40°	24	36	20	27	6,80	100	100	100	100
Met.base	Transvers.	0°	40	42	42	41	0,94	100	100	100	100
Met.base	Transvers.	-20°	42	38	40	40	1,63	100	100	100	100
Met.base	Transvers.	-40°	36	36	36	36	0,00	100	100	100	100

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Dispondo os resultados do ensaio de Charpy “V” - das tabelas 16 e 17, antes do tratamento (ANTES.TRAT.) e após o tratamento (APÓS.TRAT.) em um gráfico, obtemos a seguinte, figura 91. O gráfico indica os valores de energia, no eixo das ordenadas, obtidas nas temperaturas de 0°; -20 °C e -40 °C para o material de solda e metal base, indicadas no eixo das abscissas.

Figura 91 – CHARPY “V” – Gráfico para os valores médios da energia, em joule, absorvida nas temperaturas de 0°; -20° e -40° C. antes e após o tratamento de vibração. Avaliado para o material de solda e metal base do tubo API 5CT N80Q.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Analizando o gráfico, figura 91, considerando a região de solda verificamos que a energia absorvida na temperatura de 0°C, antes do tratamento e após o tratamento é a mesma. Já para as temperatura de -20°C e -40°C o material apresentou uma menor capacidade de absorção de energia após o tratamento de vibração, sendo, na temperatura de -20°C, 42 J antes do tratamento e, 35 J após o tratamento; e na temperatura -40°C, 37 J antes do tratamento contra 27 J após o tratamento.

Continuando analisar o gráfico da figura 90, e considerando agora o material base do tubo, verificamos que ocorreu, também, uma variação na absorção de energia nas três temperaturas de teste, porém de menor significado.

A literatura menciona a redução da dureza como um provável indicativo da ocorrência da redução das tensões residuais na peça após o tratamento de vibração, porém, com relação à alteração da tenacidade os autores informam que, nos testes executados, não ocorreu variação desta propriedade (CRISI; MENDONÇA, 2006).

Este fato pode ser atribuído a maneira como os tratamentos de vibração foram executados, e ao tempo considerado (7,5 minutos) ao qual a peça ficou submetida ao tratamento de vibração na sua frequência natural. O tubo foi vibrado por duas vezes na frequência de ressonância, sendo um tratamento executado com a posição da solda à 90°, da posição do indutor e outra à 180°, no tempo de 7, 5 minutos/tratamento totalizando um tempo total de 15 minutos. Este tempo pode ter sido excessivo, assim como, a execução de dois tratamentos consecutivos ter sido executado na mesma peça, o que pode ter originado regiões com concentração de deformações plásticas principalmente na região de solda interferindo na absorção de energia e portanto na tenacidade do material (HEBEL, 2004).

4.4 CÁLCULO DAS TENSÕES RESIDUAIS CIRCUNFERENCIAIS PELA NORMA ASTM E1928-13.

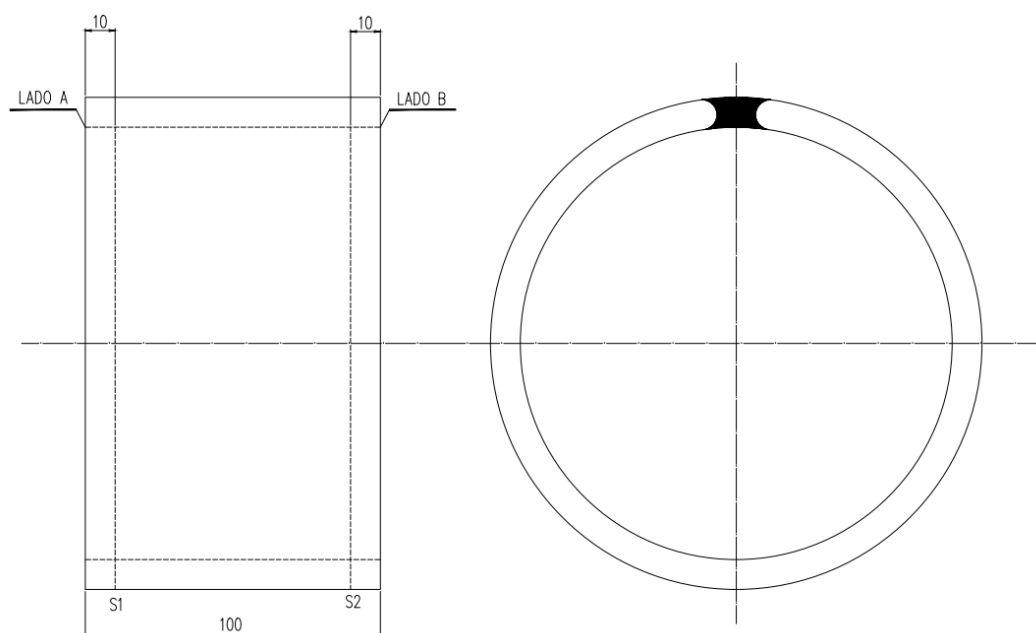
4.4.1. Determinação do diâmetro externo D_0 do tubo.

As medidas do diâmetro “ D_0 ” e da espessura “ t ” foram obtidas de dois métodos:

Método 1 - através da medição de seis anéis com 100 mm de comprimento e submetidos ao equipamento tridimensional de medição relatado no capítulo 3. Os anéis foram identificados como amostras de A1 a A6. A dimensão da espessura foi obtida através da diferença entre os diâmetros externos e internos medidos. Os anéis foram medidos em duas sessões distantes das bordas em 10 mm. Denominou-se as bordas de lado “A” e lado “B”,

figura 92. Fixou-se o eixo Z do aparelho de medição de maneira que esta distância de 10 mm foi assegurada, tanto para as medidas do diâmetro externo como para as do diâmetro interno. Os valores das medidas estão expressos nas tabelas 18 de A1 a A6.

Figura 92 – Anéis de 100 mm de comprimento para medição dos diâmetros externo e interno no instrumento de medidas tridimensional.



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Tabela 18 – Determinação do valor médio do diâmetro externo, interno e da espessura do tubo.

Tabela 18 – A

ANEL - A1					
ÍTEM	DIÂMETRO (mm) - LADO A		ÍTEM	DIÂMETRO (mm) - LADO B	
	EXTERNO	INTERNO		EXTERNO	INTERNO
1	179,995	163,075	1	180,220	163,180
2	179,690	163,055	2	180,200	162,975
3	180,245	163,195	3	180,210	162,920
4	179,925	163,085	4	180,189	163,175
5	180,190	163,078	5	180,198	163,150
MÉDIA:	180,009	163,098	MÉDIA:	180,203	163,080
DES.PADRÃO	±0,199	±0,050		±0,011	±0,110
DIÂM. EXTER.MÉDIO:		180,106±0,105	DIÂM. INTER. MÉDIO:		163,089±0,080
ESPESSURA MÉDIA:		8,509±0,093			

Tabela 18 – B

ANEL – A2					
ÍTEM	DIÂMETRO (mm) - LADO A		ÍTEM	DIÂMETRO (mm) - LADO B	
	EXTERNO	INTERNO		EXTERNO	INTERNO
1	180,070	163,330	1	180,230	163,285
2	180,075	163,335	2	179,985	163,205
3	180,290	163,370	3	180,055	163,365
4	180,190	163,385	4	180,060	163,285
5	180,190	163,365	5	180,175	163,150
MÉDIA:	180,163	163,357	MÉDIA:	180,101	163,258
DES.PADRÃO	±0,082	±0,021		±0,089	±0,074
DIÂM. EXTER.MÉDIO:		180,132±0,086	DIÂM. INTER. MÉDIO:		163,308±0,048
ESPESSURA MÉDIA:		8,410+0,067			

Tabela 18 – C

ANEL – A3					
ÍTEM	DIÂMETRO (mm) - LADO A		ÍTEM	DIÂMETRO (mm) - LADO B	
	EXTERNO	INTERNO		EXTERNO	INTERNO
1	180,165	163,595	1	180,020	163,500
2	180,020	163,395	2	180,040	163,550
3	179,925	163,415	3	180,095	163,310
4	180,025	163,450	4	180,165	163,455
5	180,020	163,390	5	180,085	163,355
MÉDIA:	180,031	163,445	MÉDIA:	180,081	163,434
DES.PADRÃO	±0,077	±0,076		±0,050	±0,089
DIÂM. EXTER.MÉDIO:		180,056±0,064	DIÂM. INTER. MÉDIO:		163,430±0,083
ESPESSURA MÉDIA:		8,310+0,074			

Tabela 18 – D

ANEL – A4					
ÍTEM	DIÂMETRO (mm) - LADO A		ÍTEM	DIÂMETRO (mm) - LADO B	
	EXTERNO	INTERNO		EXTERNO	INTERNO
1	180,315	163,150	1	180,260	163,435
2	180,285	163,330	2	180,160	163,295
3	180,360	163,315	3	180,250	163,160
4	180,320	163,190	4	180,245	163,215
5	180,280	163,175	5	180,225	163,210
MÉDIA:	180,312	163,232	MÉDIA:	180,228	163,263
DES.PADRÃO	±0,029	±0,075		±0,036	±0,096
DIÂM. EXTER.MÉDIO:		180,270±0,032	DIÂM. INTER. MÉDIO:		163,248±0,086
ESPESSURA MÉDIA:		8,510±0,059			

Tabela 18 – E

ANEL – A5					
ÍTEM	DIÂMETRO (mm) - LADO A		ÍTEM	DIÂMETRO (mm) - LADO B	
	EXTERNO	INTERNO		EXTERNO	INTERNO
1	180,160	163,330	1	180,105	163,295
2	180,165	163,260	2	180,150	163,265
3	180,030	163,230	3	180,155	163,320
4	180,005	163,200	4	180,125	163,235
5	180,060	163,225	5	180,135	163,240
MÉDIA:	180,084	163,250	MÉDIA:	180,134	163,271
DES.PADRÃO	±0,0664	±0,0448		±0,0180	±0,0325
DIÂM. EXTER.MÉDIO:		180,109±0,042	DIÂM. INTER. MÉDIO:		163,261±0,039
ESPESSURA MÉDIA:		8,424+0,041			

Tabela 18 – F

ANEL – A6					
ÍTEM	DIÂMETRO (mm) - LADO A		ÍTEM	DIÂMETRO (mm) - LADO B	
	EXTERNO	INTERNO		EXTERNO	INTERNO
1	179,995	163,360	1	179,870	163,445
2	179,910	163,255	2	179,960	163,455
3	179,880	163,230	3	179,960	163,470
4	179,870	163,340	4	179,990	163,305
5	179,905	163,235	5	179,880	163,450
MÉDIA:	179,912	163,284	MÉDIA:	179,932	163,425
DES.PADRÃO	±0,044	±0,055		±0,048	±0,061
DIÂM. EXTER.MÉDIO:		179,922±0,046	DIÂM. INTER. MÉDIO:		163,273±0,058
ESPESSURA MÉDIA:		8.330±0.052			

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Portanto, com as dimensões do diâmetro externo médio e da espessura média de cada anel, determina-se, pela média aritmética, os seguintes valores para o diâmetro externo médio e espessura média do tubo, que serão denominados como o diâmetro externo “D₀” e espessura “t” do tubo, tabela 19:

Tabela 19 – MÉTODO 1 - Valor do diâmetro externo “D₀” e da espessura “t” do tubo.

DIÂMETRO “D₀” E ESPESSURA “t”	
DIÂM. EXTERNO DO TUBO “D₀”- mm	ESPESSURA DO TUBO “t” – mm
180,010	8,42
DESVIO PADRÃO	DESVIO PADRÃO
$\pm 0,103$	$\pm 0,064$

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Para a determinação das tensões residuas foram utilizados os dois valores diferentes de diâmetros externos e espessuras obtidos, das tabelas 12 e 13.

Método 2 - os diâmetros externo do tubo de teste e sua espessura, foram medidos ao longo de seu comprimento original de 12.000 mm em vários pontos e em várias sessões no site da empresa. Estas medidas estão expressas na tabela 20, assim como, a média destas dimensões.

Tabela 20 – MÉTODO 2 - Diâmetro externo “D₀” e da espessura “t” do tubo. Medidas realizadas em

TUBO BP851 - 7" x 8,05 N80Q																													
ITENS	SESSÃO	DIÂMETRO EXTERNO - POSIÇÃO DE MEDIÇÃO						RESULTADOS					ESPESSURA DA PAREDE - POSIÇÃO DE MEDIÇÃO												RESULTADOS				
		0°	30°	60°	90°	120°	150°	Amplitud	Min	Max	Med	Desvpac	0°	30°	60°	90°	120°	150°	180°	210°	240°	270°	300°	330°	Amplitud	Min	Max	Med	Desvpac
1	50,00	179,35	179,1	179,4	180	179,7	179,3	0,90	179,10	180,00	179,48	0,32	7,86	8,25	8,25	8,17	8,18	8,21	8,19	8,19	8,18	8,15	8,16	8,12	0,39	7,86	8,25	8,16	0,10
2	350,00	179,4	179,6	179,5	179,7	179,5	179,3	0,40	179,30	179,70	179,50	0,14	7,95	8,21	8,25	8,17	8,21	8,23	8,21	8,19	8,14	8,2	8,19	8,16	0,30	7,95	8,25	8,18	0,08
3	650,00	179,6	179,5	179,5	179,6	179,4	179,5	0,20	179,40	179,60	179,52	0,08	7,93	8,2	8,25	8,22	8,15	8,16	8,19	8,18	8,13	8,16	8,17	8,15	0,32	7,93	8,25	8,16	0,08
4	950,00	179,3	179,4	179,5	179,7	179,9	179,6	0,60	179,30	179,90	179,57	0,22	8,01	8,19	8,26	8,2	8,17	8,18	8,22	8,19	8,15	8,15	8,17	8,14	0,25	8,01	8,26	8,17	0,06
5	1250,00	179,5	179,6	179,6	179,7	179,45	179,6	0,25	179,45	179,70	179,58	0,09	7,94	8,19	8,24	8,19	8,18	8,19	8,22	8,2	8,13	8,15	8,19	8,14	0,30	7,94	8,24	8,16	0,08
6	1550,00	179,6	179,5	179,5	179,6	179,4	179,4	0,20	179,40	179,60	179,50	0,09	7,92	8,2	8,26	8,2	8,18	8,19	8,22	8,22	8,13	8,17	8,19	8,15	0,34	7,92	8,26	8,17	0,09
7	1850,00	179,4	179,45	179,35	179,6	179,65	179,7	0,35	179,35	179,70	179,53	0,14	7,97	8,22	8,27	8,23	8,18	8,22	8,2	8,21	8,14	8,16	8,2	8,18	0,30	7,97	8,27	8,18	0,07
8	2150,00	179,55	179,6	179,7	179,65	179,5	179,5	0,20	179,50	179,70	179,58	0,08	7,96	8,19	8,25	8,22	8,2	8,22	8,24	8,21	8,16	8,15	8,19	8,18	0,29	7,96	8,25	8,18	0,08
9	2450,00	179,55	179,6	179,55	179,7	179,65	179,45	0,25	179,45	179,70	179,58	0,09	7,96	8,21	8,26	8,21	8,19	8,17	8,19	8,19	8,12	8,18	8,17	0,30	7,96	8,26	8,17	0,07	
10	2750,00	179,4	179,45	179,45	179,6	179,55	179,6	0,20	179,40	179,60	179,51	0,09	7,96	8,22	8,26	8,18	8,21	8,22	8,23	8,18	8,16	8,19	8,19	8,16	0,30	7,96	8,26	8,18	0,08
11	3050,00	179,5	179,55	179,6	179,85	179,5	179,35	0,50	179,35	179,85	179,56	0,17	7,95	8,21	8,26	8,21	8,19	8,18	8,2	8,2	8,18	8,16	8,19	8,15	0,31	7,95	8,26	8,17	0,08
12	3350,00	179,6	179,6	179,45	179,55	179,35	179,5	0,25	179,35	179,60	179,51	0,10	7,96	8,2	8,25	8,2	8,2	8,2	8,22	8,21	8,17	8,18	8,18	8,16	0,29	7,96	8,25	8,18	0,07
13	3650,00	179,5	179,45	179,6	179,7	179,55	179,4	0,30	179,40	179,70	179,53	0,11	7,95	8,21	8,25	8,22	8,2	8,19	8,21	8,2	8,16	8,17	8,18	8,17	0,30	7,95	8,25	8,18	0,08
14	3950,00	179,5	179,4	179,5	179,85	179,5	179,45	0,45	179,40	179,85	179,53	0,16	7,96	8,22	8,27	8,24	8,17	8,18	8,18	8,22	8,19	8,14	8,17	8,2	0,31	7,96	8,27	8,18	0,08
15	4250,00	179,6	179,65	179,5	179,55	179,5	179,4	0,25	179,40	179,65	179,53	0,09	7,96	8,22	8,26	8,23	8,17	8,21	8,19	8,18	8,18	8,14	8,18	8,2	0,30	7,96	8,26	8,18	0,07
16	4550,00	179,45	179,4	179,5	179,6	179,55	179,5	0,20	179,40	179,60	179,50	0,07	7,92	8,24	8,28	8,2	8,19	8,2	8,23	8,19	8,14	8,16	8,18	8,16	0,36	7,92	8,28	8,17	0,09
17	4850,00	179,5	179,45	179,4	179,7	179,6	179,55	0,30	179,40	179,70	179,53	0,11	7,94	8,23	8,25	8,18	8,19	8,19	8,2	8,21	8,19	8,16	8,2	8,17	0,31	7,94	8,25	8,18	0,08
18	5150,00	179,6	179,6	179,55	179,6	179,4	179,45	0,20	179,40	179,60	179,53	0,09	7,96	8,22	8,27	8,26	8,2	8,2	8,19	8,23	8,16	8,15	8,2	8,14	0,31	7,96	8,27	8,18	0,08
19	5450,00	179,40	179,35	179,4	179,7	179,6	179,6	0,35	179,35	179,70	179,51	0,14	7,82	8,2	8,26	8,24	8,21	8,22	8,19	8,2	8,15	8,17	8,19	8,13	0,44	7,82	8,26	8,17	0,11
20	5750,00	179,60	179,55	179,45	179,55	179,50	179,30	0,30	179,30	179,60	179,49	0,11	7,95	8,21	8,25	8,17	8,19	8,21	8,23	8,23	8,19	8,18	8,22	8,14	0,30	7,95	8,25	8,18	0,08
21	6050,00	179,50	179,55	179,60	179,75	179,60	179,50	0,25	179,50	179,75	179,58	0,09	7,9	8,19	8,27	8,26	8,21	8,25	8,23	8,21	8,16	8,18	8,21	8,16	0,37	7,90	8,27	8,19	0,10
22	6350,00	179,60	179,50	179,50	179,55	179,45	179,50	0,15	179,45	179,60	179,52	0,05	7,93	8,22	8,24	8,28	8,2	8,24	8,22	8,2	8,19	8,18	8,2	8,16	0,35	7,93	8,28	8,19	0,09
23	6650,00	179,50	179,50	179,60	179,80	179,50	179,40	0,40	179,40	179,80	179,55	0,14	8,01	8,23	8,28	8,25	8,2	8,21	8,25	8,2	8,17	8,21	8,18	8,14	0,27	8,01	8,28	8,19	0,07
24	6950,00	179,40	179,50	179,60	179,60	179,45	179,45	0,20	179,40	179,60	179,50	0,08	7,98	8,25	8,27	8,26	8,22	8,21	8,23	8,21	8,16	8,18	8,19	8,16	0,29	7,98	8,27	8,19	0,08
25	7250,00	179,60	179,50	179,55	179,60	179,45	179,45	0,15	179,45	179,60	179,53	0,07	7,95	8,23	8,28	8,2	8,22	8,21	8,24	8,21	8,16	8,2	8,22	8,16	0,33	7,95	8,28	8,19	0,08
26	7550,00	179,50	179,50	179,40	179,75	179,55	179,40	0,35	179,40	179,75	179,52	0,13	8	8,23	8,29	8,24	8,2	8,22	8,24	8,22	8,18	8,17	8,21	8,15	0,29	8,00	8,29	8,20	0,07
27	7850,00	179,50	179,60	179,55	179,60	179,50	179,55	0,10	179,50	179,60	179,55	0,04	8,04	8,23	8,28	8,21	8,21	8,23	8,19	8,19	8,18	8,2	8,2	8,14	0,24	8,04	8,28	8,19	0,06
28	8150,00	179,50	179,50	179,60	179,70	179,45	179,45	0,25	179,45	179,70	179,53	0,10	7,92	8,21	8,3	8,25	8,19	8,22	8,23	8,22	8,16	8,19	8,19	8,16	0,38	7,92	8,30	8,19	0,09
29	8450,00	179,45	179,45	179,40	179,70	179,60	179,50	0,30	179,40	179,70	179,52	0,11	7,94	8,22	8,29	8,23	8,19	8,24	8,22	8,17	8,18	8,2	8,18	8,14	0,35	7,94	8,29	8,18	0,09
30	8750,00	179,55	179,60	179,60	179,65	179,45	179,45	0,20	179,45	179,65	179,55	0,08	8,04	8,2	8,27	8,22	8,19	8,22	8,21	8,2	8,16	8,16	8,18	8,14	0,23	8,04	8,27	8,18	0,06
31	9050,00	179,60	179,60	179,55	179,70	179,50	179,55	0,20	179,50	179,70	179,58	0,07	7,95	8,22	8,26	8,19	8,2	8,24	8,21	8,18	8,16	8,18	8,2	8,13	0,31	7,95	8,26	8,18	0,08
32	9350,00	179,50	179,55	179,50	179,55	179,40	179,40	0,15	179,40	179,55	179,48	0,07	7,96	8,23	8,28	8,21	8,16	8,21	8,22	8,2	8,15	8,14	8,19	8,14	0,32	7,96	8,28	8,17	0,08
33	9650,00	179,45	179,60	179,70	179,70	179,50	179,45	0,25	179,45	179,70	179,57	0,12	7,92	8,24	8,29	8,2	8,19	8,22	8,21	8,18	8,16	8,22	8,21	8,14	0,37	7,92	8,29	8,18	0,09
34	9950,00	179,55	179,50	179,45	179,70	179,50	179,60	0,25	179,45	179,70	179,55	0,09	7,93	8,22	8,3	8,25	8,24	8,22	8,22	8,19	8,15	8,22	8,2	8,16	0,37	7,93	8,30	8,19	0,09
35	10250,00	179,50	179,65	179,60	179,75	179,55	179,40	0,35	179,40	179,75	179,58	0,12	7,98	8,22	8,27	8,21	8,18	8,22	8,24	8,23	8,14	8,18	8,19	8,15	0,29	7,98	8,27	8,18	0,07
36	10550,00	179,40	179,45	179,60	179,70	179,50	179,55	0,30	179,40	179,70	179,53	0,11	7,96	8,22	8,28	8,21	8,19	8,22	8,22	8,17	8,14	8,2	8,18	8,17	0,32	7,96	8,28	8,18	0,08
37	10850,00	179,60	179,60	179,55	179,65	179,40	179,55	0,25	179,40	179,65	179,56	0,09	7,96	8,21	8,26	8,24	8,2	8,18	8,23	8,22</									

O resumo dos resultados dos dois métodos é expresso na tabela 21.

Tabela 21 – Resumo dos valores referentes aos diâmetro externo “D₀” e da espessura “t” do tubo obtidos através dos dois métodos.

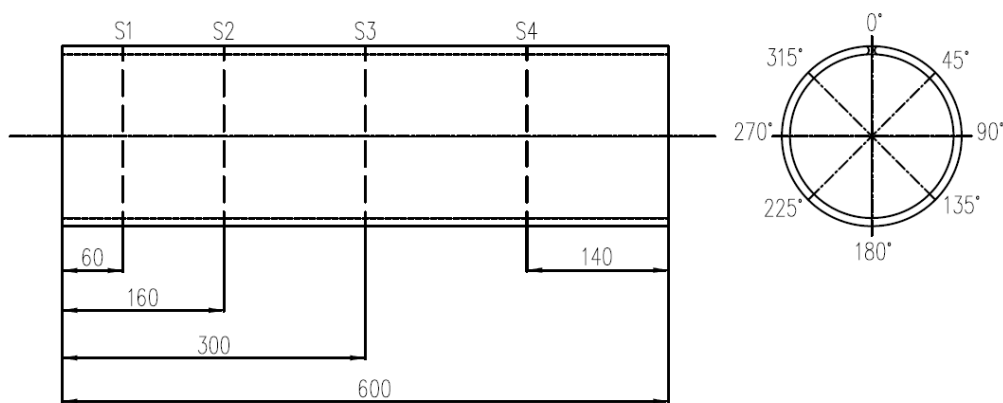
DIÂMETRO “D₀” e ESPESSURA “t” – MÉTODO 1 e MÉTODO 2		
	DIÂM.EXTER.“D₀”(mm)	ESPESSURA “t”(mm)
Método 1	180,010±0,103	8,42±0,064
Método 2	179,540±0,110	8,19±0,080
Diferença	0,47	0,23

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

4.4.2. Determinação dos diâmetros D₁ após o corte longitudinal do anéis.

Conforme sugerido pela norma ASTM E1928-13 foram cortados três anéis adjacentes do tubo sem o tratamento de vibração e três com o tratamento, com comprimento de 600 mm A norma pede que este comprimento seja maior ou igual a 3.D₀ o que equivale a 540 mm pelo menos. Os corpos de prova foram identificados como CP01; CP02 e CP03 retirados do tubo sem o tratamento de vibração, e CP04. CP05 e CP06 retirados do tubo vibrado. Os anéis foram marcados com quatro sessões transversais à linha de centro do anel conforme figura 93.

Figura 93 – Posição das sessões de leitura das medidas



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Os anéis foram posicionados sobre dois prismas magnéticos adequados para trabalhos com este tipo de equipamento, com o corte de fresa do anel posicionado a 90° com relação ao plano da mesa do instrumento. O maior distância equidistante do corte de fresa na superfície do anel, foi determinada com o uso de dois esquadros de precisão que foram posicionados sobre a mesa do instrumento e encostados na superfície do anel, conforme figura 94.

Em cada um dos esquadros, foi fixado um bloco padrão com 10 mm e precisão de 0,001mm, com fita adesiva. Nestes foram demarcados a linha de leitura das medidas, ou seja a linha na qual o apalpador do instrumento deveria tocar. A medida total encontrada foi a resultante da fornecida pelo aparelho acrescida de 20 mm correspondendo à dimensão dos blocos padrão.

Figura 94 – Posicionamento dos dispositivos utilizados para realização das medidas



Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Para execução das medidas, os esquadros foram cuidadosamente encostados em cada sessão pré-determinada e, para evitar erros, ao longo da linha demarcada no bloco padrão, foram tomadas cinco medidas. O eixo “Z”, de medição vertical do aparelho, foi travado nesta posição. A média aritmética destas cinco medidas, corresponde à medida D'_1 da abertura do diâmetro do anel na sessão medida. Uma vez com as medidas de todas as sessões, calculou-se

a média, obtendo a dimensão D_1 para o anel em questão. As tabelas 22, 23 e 24 retratam o que foi descrito até o momento para os corpos de prova do tubo sem tratamento de vibração.

Tabela 22 – Dimensões “ D_1 ” para o anel CP 01 sem tratamento de vibração.

CORPO DE PROVA - CP 01				
ÍTEM	SESSÃO – mm			
	S1	S2	S3	S4
1	181,095	181,110	181,155	181,310
2	181,110	181,115	181,205	181,310
3	181,075	181,110	181,195	181,310
4	181,090	181,090	181,210	181,315
5	181,085	181,120	181,155	181,315
MÉDIA D'_1	181,091	181,109	181,184	181,312
DESV. PADRÃO	$\pm 0,012$	$\pm 0,010$	$\pm 0,024$	$\pm 0,002$
MÉDIA DE D'_1 - DISTÂNCIA D_1			$181,174 \pm 0,012$	

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Tabela 23 – Dimensões “ D_1 ” para o anel CP 02 sem tratamento de vibração.

CORPO DE PROVA - CP 02				
ÍTEM	SESSÃO – mm			
	S1	S2	S3	S4
1	181,390	180,975	180,935	180,845
2	181,388	180,965	180,950	180,805
3	181,385	180,965	180,910	180,805
4	181,395	180,965	180,920	180,830
5	181,400	180,960	180,925	180,785
MÉDIA D'_1	181,392	180,966	180,928	180,814
DESV. PADRÃO	$\pm 0,005$	$\pm 0,005$	$\pm 0,014$	$\pm 0,021$
MÉDIA DE D'_1 - DISTÂNCIA D_1			$181,025 \pm 0,011$	

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Tabela 24 – Dimensões “D₁” para o anel CP 03 sem tratamento de vibração.

CORPO DE PROVA - CP 03				
ÍTEM	SESSÃO – mm			
	S1	S2	S3	S4
1	180,715	180,765	180,700	181,000
2	180,720	180,775	180,720	181,010
3	180,715	180,775	180,710	181,005
4	180,715	180,775	180,700	181,015
5	180,720	180,765	180,705	181,000
MÉDIA D’₁	180,717	180,771	180,707	181,006
DESV.PADRÃO	±0,002	±0,005	±0,007	±0,006
MÉDIA DE D’₁ - DISTÂNCIA D₁			180,800±0,005	

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

A mesma metodologia utilizada para a medição dos CP anteriores, foi utilizada para obtenção do diâmetro D₁ para os anéis de 600 mm retirados do tubo que sofreu o tratamento de vibração. Os resultados estão expressos nas tabelas 25, 26 e 27.

Tabela 25 – Dimensões “D₁” para o anel CP 04 com tratamento de vibração.

CORPO DE PROVA - CP 04				
ÍTEM	SESSÃO – mm			
	S1	S2	S3	S4
1	181,540	181,945	180,910	181,450
2	181,520	181,985	180,910	181,450
3	181,555	181,955	180,910	181,460
4	181,550	181,940	180,910	181,455
5	181,520	181,955	180,910	181,460
MÉDIA D’₁	181,537	180,956	180,910	181,455
DESV.PADRÃO	±0,015	±0,016	±0,000	±0,004
MÉDIA DE D’₁ - DISTÂNCIA D₁			181,214±0,009	

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Tabela 26 – Dimensões “D₁” para o anel CP 05 com tratamento de vibração.

CORPO DE PROVA - CP 05				
ÍTEM	SESSÃO – mm			
	S1	S2	S3	S4
1	180,910	180,920	181,055	180,990
2	180,900	180,925	181,095	180,970
3	180,905	180,930	181,065	181,045
4	180,910	180,920	181,035	180,975
5	180,915	180,925	181,065	180,940
MÉDIA D’₁	180,908	180,924	181,063	180,984
DESV.PADRÃO	±0,005	±0,004	±0,019	±0,035
MÉDIA DE D₁ - DISTÂNCIA D₁			180,970±0,016	

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Tabela 27 – Dimensões “D₁” para o anel CP 06 com tratamento de vibração.

CORPO DE PROVA - CP 06				
ÍTEM	SESSÃO – mm			
	S1	S2	S3	S4
1	181,175	181,000	181,225	181,120
2	181,170	180,985	181,220	181,115
3	181,180	180,990	181,220	181,110
4	181,155	180,990	181,225	181,120
5	181,180	180,990	181,225	181,125
MÉDIA D’₁	181,172	180,991	181,223	180,118
DESV.PADRÃO	±0,009	±0,005	±0,002	±0,005
MÉDIA DE D₁ - DISTÂNCIA D₁			180,876±0,005	

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

A norma ASTM E1928-13 solicita apenas que uma medida por sessão seja feita. O fato de ter sido executada o número de cinco medidas em cada sessão permite reduzir a influência do procedimento de medição, posicionamento do aparelho e erro humano, em cada sessão.

Comparando as medidas de D₁ dos CP01, CP02 e CP03, obtidos do tubo sem tratamento de vibração, encontramos a dimensão média de D₁ de CP03 de 180,800±0,005

mm que se aproxima muito das medidas de D_1 dos corpos de prova obtidos do tubo com tratamento de vibração, o que sugere imprecisão na obtenção das medidas, ou deformações existentes como ovalização, empenamentos que não foram adequadamente identificados, ou a submissão da peça à ação de vibrações devido ao transporte.

Comparando as medidas de D_1 dos corpos de prova obtidos do tubo após o tratamento de vibração, encontramos CP 04 com a dimensão média de $181,214 \pm 0,009$ muito elevada, destoando dos outros CP nas mesmas condições se aproximando das medidas de D_1 encontradas para os tubos sem o tratamento de vibração. No caso deste CP 04 observamos que as dimensões obtidas nas sessões S1 e S4 determinaram a tendência da medida média de D_1 o que sugere uma maior deformação nas bordas devido a uma possível maior concentração de tensões existentes nestas regiões do CP com relação às medidas nas sessões S2 e S3 mais internas.

4.4.3. Determinação da tensão circunferencial estimada.

A tensão circunferencial “S” estimada foi obtida através da variação dimensional do diâmetro externo do tubo medido antes do corte longitudinal do anel, com relação à mesma medida após o corte, utilizando-se a equação (3).

$$S = \pm \frac{Et}{1 - \mu^2} \times \frac{D_1 - D_0}{D_1 D_0} \quad (3)$$

Onde:

S = Tensão circunferencial de superfície.

E = Módulo de elasticidade (21.000 Kgf/mm²)

t = espessura efetiva do tubo (mm)

D_1 = Diâmetro do tubo após o corte (mm).

D_0 = Diâmetro do tubo antes do corte (mm).

μ = Razão de Poisson assumido com 0,3 (PINHEIRO, 2005)

As tensões residuais foram obtidas para as duas situações, ou seja, considerando as dimensões do diâmetro externo do tubo sem vibração e sua espessura, obtidas através das medições executadas para o tubo de 12.000 mm e, considerando estas mesmas dimensões obtidas através de medições executadas nos anéis de 100 mm de comprimento, cortados do

tubo sem vibração, e medidos no equipamento tridimensional como mostrado nas tabelas 18 de A à F.

Os resultados para os dois métodos estão expressos na tabela 28.

Tabela 28 – Tensões residuais circunferências – resultados.

TENSÕES RESIDUAIS CIRCUNFERENCIAIS – RESULTADOS

MÉTODO	ESPES.	DIÂM.	TUBO	CORP PROV	DIÂM.	TENSÃO RESIDUAL-S (Kg/mm²) MÉTODO - M					% DE REDUÇÃO DA TENSÃO RESIDUAL					
											M 1	M1	M 2	M2		
M	t (mm)	D ₀ (mm)			D ₁ (mm)	M 1	M1	M 2	M2	OBS.		MAIOR				
1	8,420	180,010	SEM VIBRA ÇÃO	CP 01	181,174	6,94	6,50	9,49	9,07		25,5	16,2	18,0	11,3	CP01 e CP06	
2	8,190	179,540		CP 02	181,025	6,05		8,64								
				CP 03	180,800	4,72		7,34				N/C				
												MENOR				
			COM VIBRA ÇÃO	CP 04	181,214	7,17		9,72		N/C	5,39		3,7		CP02 e CP05	
				CP 05	180,970	5,73		5,45							8,32	8,05
				CP 06	180,876	5,17			7,78							

Fonte: Elaborado pelo AUTOR, 2016.

Considerando os corpos de prova CP 01 e CP 02 para o tubo sem vibração, verificamos que ambos possuem os maiores valores de tensão residual e certa uniformidade, tanto para os calculados para o método 1 e para o método 2. Os valores da tensão residual para o CP 03 não foram considerados, devido ser um valor muito abaixo dos valores de tensão residual para o tubo sem tratamento de vibração, sugerindo imprecisões de medidas realizadas ou deformações geométricas existentes, como ovalização, empenamento, que não foram identificados ou até a ação de vibrações indevidas devido ao transporte.

O corpo de prova CP 04, para o tubo com tratamento de vibração, também não foi considerado, pois apresentou um valor muito alto para a tensão residual destoando dos valores dos corpos de prova CP 05 e CP 06 que apresentam uniformidade, calculados para os dois métodos.

Antes do tratamento de vibração os corpos de prova CP 01 e CP 02 possuíam respectivamente, os valores de tensão residual de 6,94 kgf/mm² e 6,05 kgf/mm² respectivamente, calculados pelo método 1 e 9,49 kgf/mm² e 8,64 kgf/mm² calculados pelo

método 2 respectivamente. Se considerarmos estes dois corpos de provas como representantes do tubo de teste antes do tratamento, a partir dos dados coletados, podemos dizer que a tensão residual circunferencial média nestas condições é de 6,50 kgf/mm², calculada pelo método 1 e 9,07 kgf/mm² calculada pelo método 2.

Após o tratamento de vibração, os corpos de prova CP 05 e CP 06, apresentaram respectivamente valores de tensão residual de 5,73 kgf/mm² e 5,17 kgf/mm², calculados através do método 1 e, 8,32 kgf/mm² e 7,78 kgf/mm² calculados pelo método 2. Idem no caso anterior, se considerarmos estes dois corpos de provas como representantes do tubo de teste após o tratamento, a partir dos dados coletados, podemos dizer que a tensão residual circunferencial média resultante nestas condições é de 5,45 kgf/mm², calculada pelo método 1 e 8,05 kgf/mm² calculada pelo método 2.

Os resultados, também mostram que o tratamento de vibração causou uma redução máxima no valor das tensões residuais circunferenciais existentes no tubo cru, ou seja sem tratamento, da ordem de 25,5% no método 1, entre os corpos de prova CP 01 e CP 06, de maior e menor tensão residual respectivamente, e de 18,0% considerando o método 2. Apresentou também, a redução mínima entre os corpos de prova CP 02 e CP 05 de 18,0% no método 1 e 3,7% no método 2.

A média de redução das tensões residuais foi da ordem de 16,2% pelo método 1 e de 11,3% considerando o método 2.

Portanto, o tratamento de vibração pode ser considerado como um processo de alívio de tensões que pode ser aplicado neste tipo de produto.

5. CONCLUSÕES

1. O tratamento de vibração na frequência ressonante, aplicado ao tubo *casing* API 5CT N80Q, com diâmetro de 178 mm x 8,05mm, no intervalo de tempo determinado apenas em função de seu peso, de 7,5 minutos, em duas condições, com o indutor a 90° da linha de solda e a 180°, após alcançada a frequência de ressonância, promoveu a redução das tensões residuais circunferenciais existentes na ordem de 16%, mostrando que é possível a sua utilização como um processo de alívio de tensões para este tipo de produto.

2. Devido ao fato de se utilizar frequências ressonantes para o teste, a amplitude das tensões necessárias para promover o alívio de tensões foi alcançada em menor tempo, o que corresponde a um menor número de ciclos de vibração. Devido a isso o tempo total de teste foi da ordem de 7,5 minutos. (WALKER et al, 1994).

3. Verificou-se que o nível das tensões residuais existentes no tubo, antes do tratamento de vibração, estava abaixo dos valores recomendados para tubos submarinos, que é de 20% da tensão de escoamento do tubo, correspondendo a 145,4 MPa (14,54 kgf/mm²), habilitando o tubo para aplicação (GODOY, 2008). Porém com o tratamento, conseguimos tensões residuais finais em média de 5,45 kgf/mm², correspondendo a 7,5% da tensão de escoamento.

4. Nos testes, o indutor de vibração foi montado no comprimento médio do tubo de tal maneira que a vibração se propagou de forma simétrica ao longo do comprimento do tubo, tendo sido observado uma maior amplitude de vibração nas suas extremidades, do que na posição central, local onde o indutor foi montado. Essa amplitude não foi possível de ser medida.

5. Não foi possível obter o valor real da frequência de ressonância da peça uma vez que, o equipamento de testes somente fornece a frequência induzida, relativa à velocidade do indutor de vibração. O que se obteve foram os picos de alteração – diminuição - da frequência do indutor, indicando que a peça havia entrado em ressonância. (ENERGYARC, 2016).

6. Foi observado que a frequência natural, quando alcançada, promove uma queda no valor da frequência induzida, o que corresponde a uma queda na carga cíclica fornecida. Este fato é atribuído a perda de rigidez do material – redução do módulo de Young “E”. Este comportamento tem sido considerado como evidencia da eficiência do VSR. (WALKER et al, 1994).

7. Como verificado através dos testes de caracterização do material, o tratamento de alívio de tensões por vibração não promoveu alterações significativas nas características

mecânicas do material, como valores de tensão de escoamento, tração e dureza, assim como, sua micro estrutura, pelo menos no que se pode observar da microscopia ótica porém, não foi possível fazer análises com difração de raio – X, que poderiam fornecer informações mais aprofundadas sobre a micro estrutura do material antes e depois do tratamento de vibração (WALKER et al, 1994). Por outro lado, verificou-se alteração nos valores de energia absorvida no teste de Charpy principalmente na região de solda o que pôde caracterizar a geração de deformações plásticas devido a metodologia do tratamento de vibração utilizado, a execução de dois testes de vibração consecutivos e, também, o tempo total de teste empregado que foi de quinze minutos.

8. A execução dos cortes longitudinais dos corpos de prova – anéis de 600 mm – segundo a norma ASTM E 1928-13 – executados em uma fresadora horizontal com fresa circular, com refrigeração e com avanços e deslocamento manuais, não constituiu um problema, pelo contrário, permitiu que o corte fosse feito com extremo cuidado, de modo a evitar a introdução de novas tensões, porém o tempo despendido para obtenção dos corpo de prova foi extremamente elevado, da ordem de 65 minutos por CP.

9. A obtenção das dimensões, dos anéis cortados longitudinalmente, através do método utilizado e do equipamento de medição tridimensional, proporcionaram precisão nas medidas obtidas, que permitiram a acuidade na determinação das tensões residuais finais, porém com tempo médio muito elevado, da ordem de 37,5 minutos por CP.

6. SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

6.1. Aprofundar os estudos na determinação dos mecanismos metalográficos que levam ao alívio de tensões pelo método da vibração, assim como sua observação e mensuração.

6.2. Repetir os testes para mais tubos, com as mesmas características do estudado, porém no comprimento de obra de 12.000 mm. Instrumentá-los com o objetivo de determinar a frequência de ressonância, a amplitude de vibração nas extremidades do tubo e a tensão ao longo do comprimento do tubo, causada por esta vibração. Caso os testes sejam feitos com tubos com solda longitudinal, avaliar separadamente o processo para o tratamento feito com a solda posicionada a 90° do indutor e a 180°.

6.3. Para tubos com as mesmas características do estudado, verificar o efeito da mudança de posição do indutor de vibração para um local próximo às suas extremidades, e repetir os testes na frequência de ressonância.

6.4. Executar os testes de vibração como sugerido no item 6.2 e executar as medições das tensões residuais ao longo do tubo através do método não destrutivo de difração por raio -X, o que permitiria integrar todo o sistema – vibração e leitura de tensões - em um único equipamento de testes e alívio capaz de ser introduzido no processo produtivo de tubos.

REFERÊNCIAS

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API 5CT**: Specification for steel pipes for use as casing and tubing for wells. Washington-USA, 2001.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API 5L**: Specification for line pipe. Washington-USA, 2004.

AMERICAN SOCIETY OF TESTING AND MATERIALS. **ASTM E837-13a**: Standard method for determining residual stresses by the hole drilling strain-gage method. 2015.

AMERICAN SOCIETY OF TESTING AND MATERIALS. **ASTM E 1928-13**: Standard practice for estimating the approximate residual circumferencial stress in straight thin-walled tubing. 2014.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **AWS D14.1/D14.1M**. An american national standard. specification for welding of industrial and mil cranes and other material handling equipment. 2005.

BAI, Y.; BAI, Q. **Subsea Pipelines and Risers**. Elsevier. 565-583 p. 2005.

BEER, F. P.; JOHNSTON, E. R. **Resistência dos materiais**. 3.ed . São Paulo: Makron books , 1995. 1225 p.

BRENSING H. K.; SOMMER, B. **Steel tube and pipe manufacturing**. Salzgitter Mannesmann Grossrohr, 1993. 106 p.

BIANCH, E. C; MONICI, R. D; SILVA, E. J; AGUIAR, P. R; VALARELLI, I. D. D. Análise do comportamento da microestrutura de materiais endurecidos retificados com rebolos de CBN. **Materials Research**, v. 3 , n. 4, p. 147-154, 2000.

BONAL TECHNOLOGIES, **META-LAX VIBRATION STRESS RELIEF**. Disponível em:< <http://www.meta-lax.com/>> - 2009 - Acesso em março de 2012

CALLISTER JR., W. D. **Ciência e engenharia de materiais**: uma introdução. 6. ed, Rio de Janeiro: LTC, 2008.

CHELETTE, K. D.; MOORE, P. W.; LONG, X.; SCHEEL, J.; HORNBACH, D.; PREVEY, P. Management of residual stress: an emerging technology for oil industry tubular products. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE OTC, 22760. Rio de Janeiro. **Anais...** Rio de Janeiro: OTC, 2011.

CINDRA, F. M.P.; SANTOS, C. W.; SANTOS, C. F.R.; PARDAL, J.M.; MARQUES, J. A.S. Estudo das propriedades mecânicas e tensões residuais em juntas soldadas de aço ARBL bifásico usado na indústria automobilística. In: CONGRESO IBEROAMERICANO DE INGENIERIA MECANICA, 8. Cusco. **Anais ...**, 2007.

COLPAERT, H. **Metalografia dos produtos siderúrgicos comuns**. São Paulo: Edgard Blücher, 1974. 412p.

COMBUSTOL-METALPO. **Catálogo de tratamentos térmicos**. Disponível em: < http://www.combustol.com.br/uploads/image/Catalogo_TTermico.pdf > Acesso em: 09 Fev. 2016.

CRISI, G. S.; MENDONÇA, D. P. **Alívio de tensões em soldas realizado por tratamento térmico e por vibração**: uma comparação entre ambos os métodos. In: CONSOLDA Congresso Nacional de Soldagem, ABS XXX. Rio de Janeiro. **Anais...** Rio de Janeiro: CONSOLDA, 2004

DAWSON, R.; MOFFAT, D. G. **Vibratory stress relief**: a fundamental study of its effectiveness. **Journal of Engineering Materials and Technology**, v.102, p. 169-176, apr. 1980.

FONSECA, M. A. C. **Avalização 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.

GODOY, J. M. **Estudo da ocorrência de trinca por fadiga em tubos de aço soldados, devido ao transporte**. 2008. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Univesidade Estadual Paulista, Guaratingueta, 2008.

GONZALES, M. A. C. **Análise numérica experimental das tensões residuais induzidas por jateamento com granalha em molas automotivas**. 2009. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade de São Paulo, São Paulo, 2009.

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**, v. 2, 4, p 2766 – 2770, Jul-Aug. 2012.

GRAY, J. M. A guide for understanding & specifying chemical composition of high strength linepipe steels. **Technical Report**, 33 p, 2007.

GRAY, J. M.; PONTREMOLI, M. Metallurgical options for API grade X70 and X80 linepipe. **International Conference of Pipe Technology**, 1987.

GUROVA, T.; QUARANTA, F.; ESTEFEN, S.; **Monitoramento do estado das tensões residuais durante a fabricação de navios**. 9p.; Laboratório de Tecnologia Submarina-COPPE/UFRJ.

HOLMQUIST J.L.; NADAI, A. A theoretical and experimental approach to the problem of collapse of deep-well casing. **American Petroleum Institute Source Drilling and Production Practice**, New York, Jan. 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 31/07/2011.

HAHN, W.F. Vibratory residual stress relief and modifications in metals to conserve resources and prevent pollution. **Center of Environmental and Energy Research (CEER)**. Alfred University, New York, December, 2002.

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**. Produzido Por: Companhia Brasileira de Metalurgia e Mineração. Disponível em: http://www.cbmm.com.br/portug/sources/techlib/info/others_in_pdf/pdfs/high_strength_large.pdf. Acessado em: Mar/12.

JIANGYIN DINGBO TECHNOLOGY CO Ltd. **Linha ERW**. Disponível em: <<http://www.manfengxiang.com.pt/erw-pipe-mills.html>>– Acesso em 23/dez./2015.

LAURENT H.; GRÈZE R.; MANACH P. Y.; THUILLIER, S. Influence of constitutive model in springback prediction using the split-ring test. **International Journal of Mechanical Sciences**, mar. 2009.

LAW, M.; PRASK, H.; LUZIN V.; GNAEUPEL-HEROLD, T.; Residual stress measurements in coil, linepipe and girth welded pipe. **Materials Science and Engineering A** 437 (2006) 60–63;

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**. 1996. 238p.

MACHERAUCH, E.; **Introdution to residual stress. Advanced in surfasse treatment**. Vol.4, International guide book on residual stress, 1986 38p.

MAURO, J. M.; **Petróleo em águas profundas. Uma história tecnológica da PETROBRAS na exploração e produção offshore**. Instituto de pesquisa aplicada Ipea; Brasília, 2013.

MCGRANN, R.T.R.; GREVINGL, D.J.; SHADLEYA, J.R.; RYBICKIA, E.F.; KRUECKEB, T.L.; BODGER, B.E. **The effect of coating residual stress on the fatigue life of thermal spraycoated steel and aluminum**. Elsevier, Surface and Coatings Technology 108–109 (1998) 59–64p.

MARTINEZ-PEREZ, M.L. et al. **Measurement and modeling of residual stresses in straightened comercial eutectoide stessl rods**. Acta Matrialia 53, 2005, 4415p-4425p.

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**, vol. 8, issue 5, pag. 549-555, Oct, 1999.

MORAIS, W.A. et. Al.; **Desenvolvimento de aços laminados a quente na Cosipa destinados à produção de tubos API pelo processo ERW**. 40o Seminário de Laminação da ABM, out., 2003.

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.

OGRAMAC; Processo HP/HVOF (*high pressure/ high velocity oxy-fuel*). Disponível em: < <http://ogramac.com.br/projeto/nano.php>> acesso em 09 fev. 2016.

ORDOÑEZ, R. E. C. **Soldagem e caracterização das propriedades mecânicas de dutos de aço API 5L X80 com diferentes arames tubulares**. 2004. 130 p. Dissertação (Mestrado Engenharia Mecânica) - Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2004.

PALMER, A. C.; KING, R. A. **Subsea pipeline engineering**. 2 Ed. PennWell Books, 2008. 575 p.

PINHEIRO, A. C. F. B. **Estrutura metálicas: cálculos, detalhes, exercícios e projetos**. 2 Ed. Edgard Blücher, 2005.

PINTO, T. I. R.; ROLDO, L.; STROHAECKER, R. T. Análise das tensões residuais induzidas em um componente mecânico. **Journal of Engineering Materials and Technology**. vol. 110, p. 338 – 343, 1993.

PREVÉL, P.S.; **Residual stress distributions produced by strain gages surfasse preparation**. Proceedings of 1986 SEM Spring Conference on Experimental Mechanics, Society for Experimental Mechanics, Inc., Bethel, CT, pp.216-223, 1986.

QUACH, W.M.; TENG, J.G.; CHUNG, K.F., **Residual stress in steel sheets due to coiling and uncoiling: closed-form analytical Solution**. Engineering strutures, 26pp, 1249-1259, 2004.

ROZA, E. J. et al. **API 5L X80 ERW Pipelines: TenarisConfab & Usiminas Development**. 6th, International Pipeline Conference, 2006. Proceedings. Alberta, Canadá, American Society of Mechanical Engineers, 2006. 7 p.

RATNAPULI, R. C. **Considerações Metalúrgicas de Fabricação dos Aços para Tubos API 5L**. 62º Congresso Anual da ABM, 2007, Vitória – ES. Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais. 2007.

RATNAPULI, R.C.; CORTES, C.O.S.; **A method of calculating the baushinger effect in API linepipe steels.** In: Mechanical Working and Steel Processing Conference, Pittsburgh, p.137-141, 1987.

RATNAPULI, R. C. **Considerações Metalúrgicas de Fabricação dos Aços para Tubos API 5L.** 62º Congresso Anual da ABM, 2007, Vitória – ES. Associação Brasileira e Metalurgia e Materiais. 2007.

RODRIGUES, L. D. **Medição de tensões residuais em tubos visando a determinação de esforços em dutos enterrados.** Dissertação (Mestrado) - Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2007.

ROZA, E. J. et al. **API 5L X80 ERW Pipelines: TenarisConfab & Usiminas Development.** 6th, International Pipeline Conference, 2006. Proceedings. Alberta, Canadá, American Society of Mechanical Engineers, 2006. 7 p.

SICILIANO, F. **Materiais para Gasodutos: Aços de Alta Resistência para Dutos de Transporte de Gás e Petróleo. Tendências Atuais.** Metalurgia & Materiais. São Paulo: Vol. 64, Nº. 588, p. 208 – 211, Mai/2008.

SCHULER; Metal forming handbook. Springer-Verlag Berlin Heidelberg 1998, 563p.

SIEMPELKAMP. **O-forming press.** Disponível em: http://www.siempelkamp.com/fileadmin/media/Englisch/MaschinenundAnlagen/prospekte/Siempelkamp_metalfforming_presses-eng.pdf.> Acesso em: 08 jan. 2015.

SHIGA, C; KAMADA, A; HATOMURA, T; HIROSE, K; KUDOH, J; SEKINE, T **Development of large diameter high strength line pipes for low temperature services.** Kawasaki Steel Technical Report, N.4, 1981.

SILVA, A. L. C.; MEI, P. R. Tecnologia do aço. Eletrometal. Universidade Estadual de Campinas, 1981, 380p.

SOARES, C.A.T.; **Análise de tensões residuais no processo de trefilação considerando efeitos de anisotropia.** 2012. 86p 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.** Soldag. Insp. São Paulo, Vol. 18, Nº. 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) - Universidade Federal de São João del Rei, Minas Geras, 2012.

SOUZA, D.; NEVES, F.; TAYER, S.; **Estudo do efeito dos parâmetros do processo nas tensões residuais através da simulação da extrusão a frio.** 9º Simpósio de mecânica computacional, maio 2010; ABMEC, Universidade Federal de São João del Rei – MG.

TECHSTEEL. **Processo Laminador Manesmann.** Disponível em: <http://techsteel.dominiotemporario.com/cases.php?Id=2> consulta em 07/01/2016.

TAMEHIRO, H.; YAMADA, N.; MATSUDA, H. **Effect of the Thermo-Mechanical Control Process on the Properties of High-strength Low Alloy Steel**. Transactions ISIJ, Vol. 25. p. 54-61. 1985.

TENARIS; Infográfico da linha de produção de tubos. Disponível em: <http://www.tenaris.com/TenarisConfab/pt/prodser/proceso_erwlong.aspx> acesso em 12/06/2015.

TENARIS; Tubos OCTG. Disponível em: <http://www.tenaris.com/en/Products/OCTG/SteelGrades> acesso em 19/05/2016.

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 No. 90; 122-126, July 2004.

TELES, P. C. da S.; **Tubulações industriais – Cálculo**. 9ª Ed. LTC- Livros técnicos e Científicos S.A. Rio de Janeiro, 1999.

YANG, Y. P.; **Understanding of Vibration Stress Relief with Computation Modeling**. Journal of Materials Engineering and Performance, V. 18, p.856-862, October, 2008.

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.

VALLOUREC&MANNESMANNTUBESDOBASIL. **Nova Linha de Têmpera da Laminação Continua**. Disponível em: <<http://techsteel.dominiotemporario.com/cases.php?Id=2>> Acesso em:08 jan. 2015.

VIEIRA, D. L., et al, **Nova técnica de avaliação do estado das tensões de soldagem**. 26º Congresso nacional de ensaios não destrutivos e inspeção. São Paulo, junho 2008
Disponível em: <http://www.gurteq.com>

WALKER, C. A.; WADDELL, A., J., JOHNSTON, D. J. Vibratory stress relief an investigation of the underlying processes. Department of Mechanical Engineering, University of Strathclyde, Glasgow, Scotland. The MS, 30 August 1994.