

## 4 Resultados Obtidos nos Ensaio

### 4.1. Ensaio de Tração

No Apêndice A está apresentado um resumo de todos os parâmetros medidos nos ensaios de tração.

Os materiais dos tubos apresentaram dissimilaridade de propriedades mecânicas. O tubo 16 foi o único que não atendeu aos atuais requisitos mínimos de limite de escoamento (SMYS) para os aços dos tubos API 5L X46 especificados pela norma API 5L [18] (vide Figura 4-1). Os materiais dos demais tubos estão em conformidade com os requisitos da referida Norma.

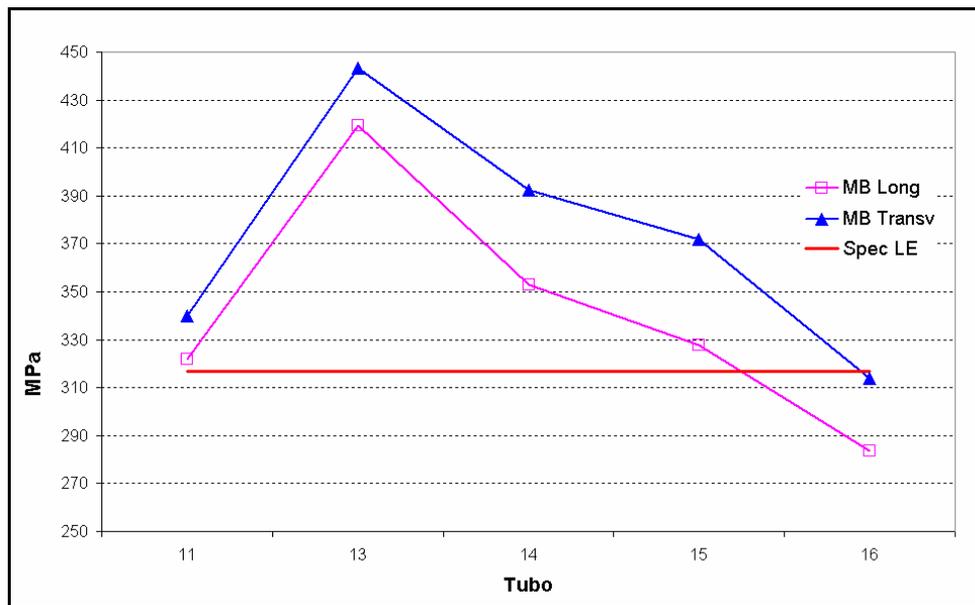


Figura 4-1 – Resultados de Limite de escoamento (LE) dos CPs MB Transv (Metal Base na direção Transversal), MB Long (Metal Base da direção Longitudinal) comparado com a Especificação do API 5L para o Limite de Escoamento Transversal (317 MPa)

O material do tubo 13 se destaca em relação aos demais em termos de Limite de Resistência à Tração. Este material atenderia aos requisitos do grau

X60 pela revisão atual da norma API 5L [18].

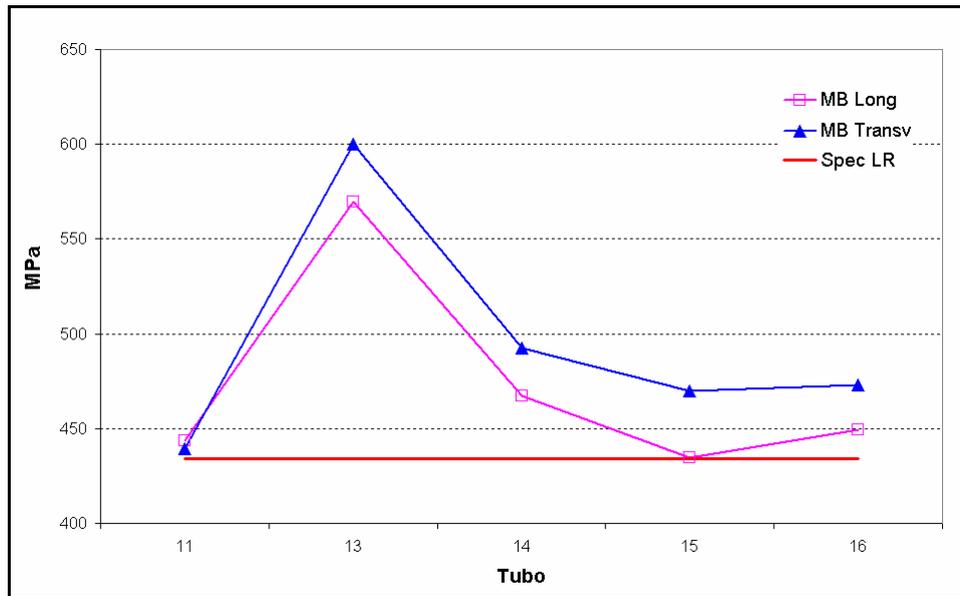


Figura 4-2 – Resultados de Limite de Resistência à Tração dos CPs MB Transv (Metal Base na direção Transversal), MB Long (Metal Base da direção Longitudinal) comparado com a Especificação do API 5L para a Limite de Resistência à Tração Transversal (434 MPa)

Todas as soldas foram consideradas “*overmatched*” em relação ao metal base conforme pode ser observado na Figura 4-3. Esta classificação se baseia na comparação dos resultados de Tensão Limite de Escoamento dos CPs longitudinais do metal de base e CPs retirados da solda longitudinal (*All weld*).

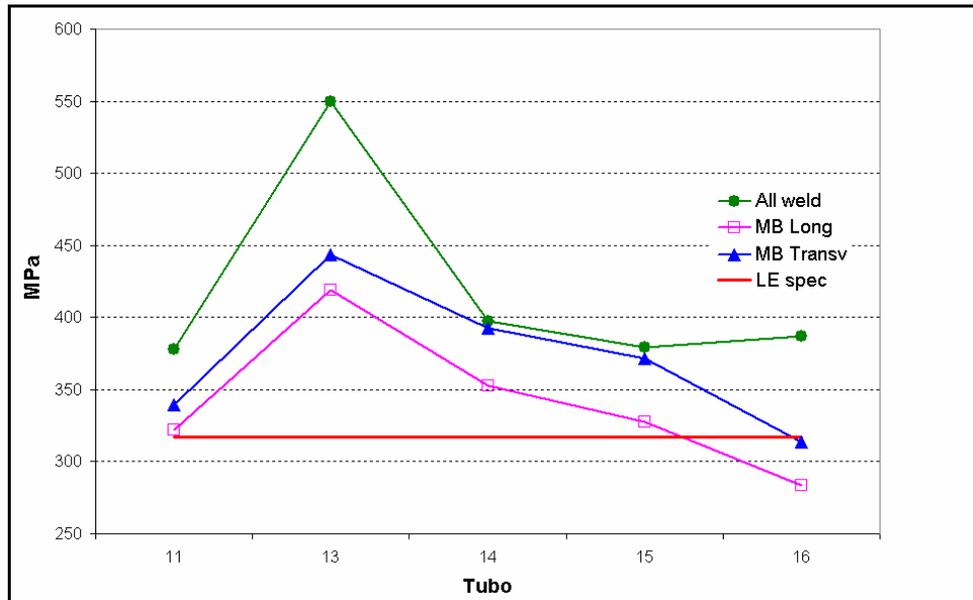


Figura 4-3 – Resultados de Tensão Limite de Escoamento dos CPs T (MB Transv), L (Metal Base Longitudinal) e M (*All weld* – longitudinal retirado apenas do metal de solda)

Os ensaios de tração realizados em CPs Transversais contendo a SL romperam todos, sem exceção, fora da região da solda.

Os materiais dos tubos apresentaram valores de  $\sigma_y/\sigma_u$  compatíveis com as normas API 5L [18] item 6.2.1. e DNV OS – F101 [31] *Table* 6.3, muito embora a edição destas normas seja posterior à fabricação destes tubos. As Figuras 4-4 e 4-5 mostram os resultados obtidos comparados com as limitações das normas.

O valor máximo da relação  $\sigma_y/\sigma_u$  foi estabelecido para garantir a existência de escoamento plástico estável antes da ruptura, ou seja, cargas crescentes após o limite de escoamento do material acompanhado por deformações, alongamento e redução de área. Estes indicam que o material apresenta uma capacidade de deformar plasticamente antes da ruptura já que a relação  $\sigma_y/\sigma_u$  máxima foi de 80%.

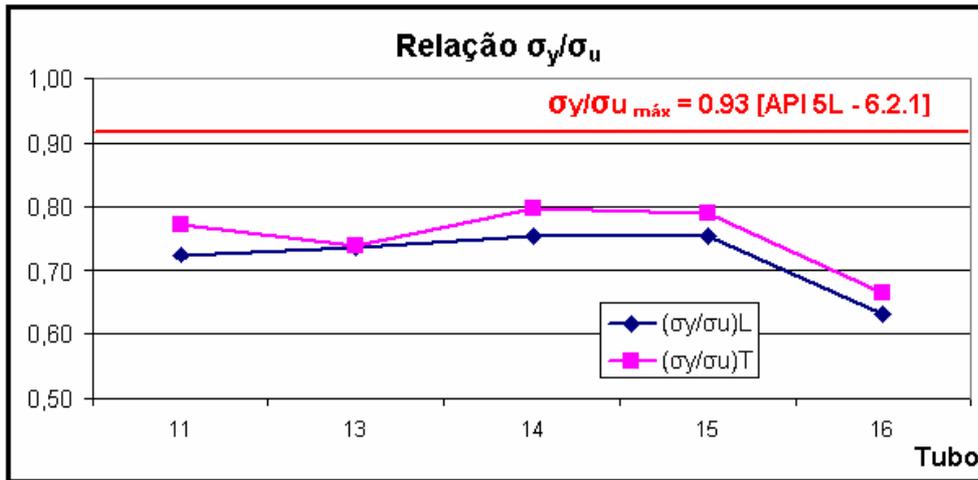


Figura 4-4 – Resultados de  $\sigma_y/\sigma_u$  na longitudinal (L) e transversal (T) comparados com o limite superior de 0,93 da API 5L [18].

A norma DNV OS – F101 [31] *Table 6.3* estabelece a limitação para as relações  $\sigma_y/\sigma_u$  nas direções longitudinal e transversal. Isto provavelmente traduz uma preocupação da norma com o grau de isotropia de propriedades plásticas do material.

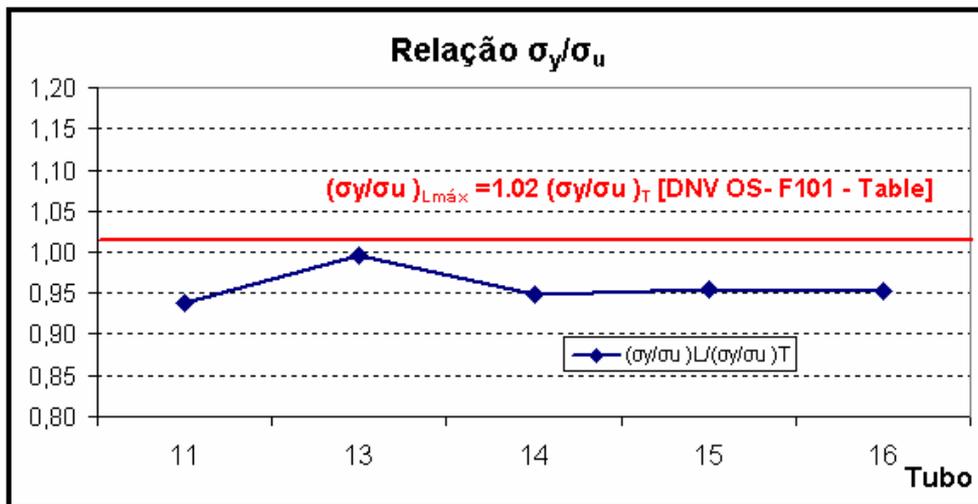


Figura 4-5 – Resultados da razão entre  $\sigma_y/\sigma_u$  na longitudinal (L) e na transversal (T) comparados com o limite superior de 1,02 da DNV OS-F101 [31].

Todos os CPs (transversal, longitudinal e do metal de solda) apresentaram alongamento superior ao valor mínimo de 25% exigido pela Norma API 5L [18] para o grau X46.

#### 4.2. Ensaio de Dobramento

Não foram detectadas, por inspeção visual com lupa, quaisquer trincas ou fissuras na solda, na ZTA e no metal de base destes 10 espécimes após o dobramento.

#### 4.3. Análise Química do Metal Base e do Metal de Solda

A Tabela 4-1 mostra os resultados das análises das amostras retiradas do metal base dos tubos. Também são apresentados os requisitos atuais das Normas API 5L [18] e DNV OS F-101 [31].

Tubos	11	13	14	15	16	Espec 5L	Espec DNV
C	0,195	0,222	0,173	0,174	0,148	< 0,22	< 0,12
Si	0,100	0,037	0,059	0,055	0,012		< 0,45
P	0,018	0,014	0,018	0,024	0,015	< 0,025	< 0,02
S	0,012	0,020	0,015	0,015	0,011	< 0,015	< 0,01
Mn	0,760	1,190	0,690	0,740	0,760	< 1,30	< 1,65
Mo	0,008	0,033	0,005	0,007	0,009		< 0,5
Bi	0,021	0,031	0,021	0,021	0,017		< 0,5
Cr	0,019	0,036	0,017	0,019	0,015		< 0,5
Cu	0,070	0,094	0,070	0,073	0,060		< 0,5
Al	ND	0,005	ND	ND	ND		< 0,06
Ti	ND	ND	ND	ND	ND	< 0,04	< 0,04
Nb	ND	ND	ND	ND	ND		< 0,05
V	ND	ND	ND	ND	ND		< 0,05/0,06
B	ND	ND	ND	ND	ND		< 0,0005
Ceq (IIW)	0,333	0,442	0,298	0,309	0,285		< 0,37/0,39

Tabela 4-1 – Resultados das Análises Químicas do Metal Base (espectrometria por emissão ótica ) e Comparação com especificações API 5L e DNV OS F-101 atuais

Legenda: ND – Não Detectado.

A Norma API 5L [18] ainda prescreve para os graus X42 até X52 que (i) a cada 0,01% de redução do teor de C abaixo do limite especificado, é permitido um aumento de 0,05% acima do limite especificado para o teor de Mn até o máximo de 1,50% (ii) Nb, V ou a combinação de ambos pode ser usada por

decisão do fabricante e (iii) a soma dos teores de Nb, V e Ti não deve exceder a 0,15%.

A Norma DNV OS – F101 [31] (*Table 6.2*) estabelece percentuais máximos para os diversos elementos com base no SMYS. Para os aços do presente trabalho foram consideradas as especificações para a classe de 360 a 450 MPa.

A Norma DNV OS – F101 [31] ainda prescreve que (i) as especificações de composição química estão limitadas à espessura de 35 mm e espessuras superiores devem ser submetidas a acordo; (ii) para cada 0,01% de redução do teor de C abaixo do limite especificado, é permitido um aumento de 0,05% acima do limite especificado para o teor de Mn e este aumento não deve ser superior a 0,1%; (iii) a soma dos teores de Nb, V e Ti não deve exceder a 0,12% ou a 0,15% se assim for acordado entre cliente e fabricante.

Nenhum tubo atenderia aos requisitos de composição química impostos pela norma DNV OS – F101 [31], muito embora a edição desta norma seja posterior à fabricação destes tubos. Esta norma teve sua primeira edição em 2000 após a disseminação de aços para tubos mais modernos (microligados). A redução dos teores de C, S e P acarretavam uma menor segregação (limpeza estrutural) e uma menor quantidade de inclusões alongadas. Aliada a um maior controle microestrutural, estas prescrições visavam assegurar melhor soldabilidade e tenacidade aos aços.

Os aços utilizados nos tubos do ORBEL (com base nesta amostragem) são aços estruturais C-Mn anteriores à concepção moderna de aços microligados. A composição química e análise metalográfica indicam que podem ser semi-acalmados na medida que não foram detectados teores significativos de Al e os teores de Si são inferiores a 0,10%. As relações entre teores de Mn e C (>3) favorecem a tenacidade. A referência [25] mostra um aço X80 usado na fabricação de tubos ERW com teor de S de 0,002% ao passo que os aços dos tubos testados apresentam teores na faixa de 0,015%.

#### **4.4. Medição de microdureza**

A Figura 4-6 mostra as localizações dos pontos de medições de microdureza na junta soldada.

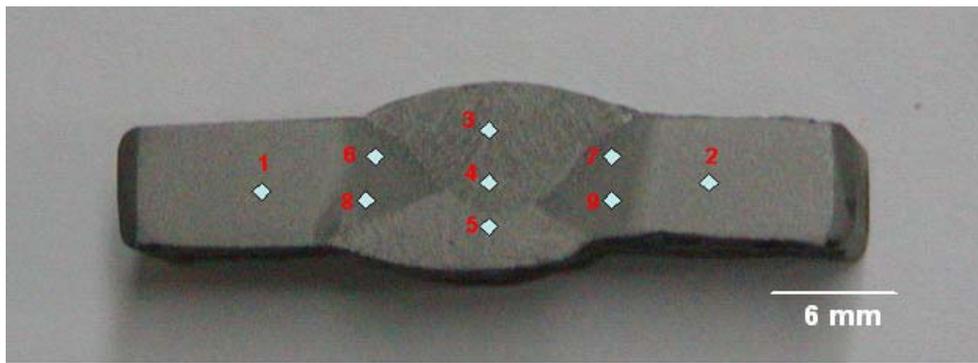


Figura 4-6– Esquema ilustrativo da localização dos pontos de medição de microdureza Vickers na junta soldada

A Tabela 4-2 mostra os resultados de microdureza (carga 500 gf) medidos nas 3 regiões da junta soldada. Os locais de indentação foram pré-selecionados para amostrar as regiões do cordão de solda, da ZTA e do metal base.

Posição	Amostras	Tubos				
		11	13	14	15	16
1	MBE	153	212	147	191	141
2	MBD	152	214	146	177	156
3	CSF	167	244	161	202	166
4	CSM	171	235	162	231	168
5	CSR	169	241	159	199	188
6	ZTA-ES	181	234	148	199	148
7	ZTA-DS	176	220	148	199	148
8	ZTA-EI	161	228	173	200	156
9	ZTA-DI	153	223	155	192	165

Tabela 4-2 – Resultados de microdureza das Juntas Soldadas amostradas dos segmentos de tubos.

Legendas:

MBE, MBD – Metal Base (lado esquerdo, direito da amostra).

CSF, CSM, CSR – Cordão de Solda (face, meio, raiz) (ext, Meio, int)

ZTA-ES, ZTA-DS – ZTA (lado esquerdo, direito) SUPERIOR da amostra.

ZTA-EI, ZTA-DI – ZTA (esquerdo, direito) INFERIOR da amostra.

Os valores de microdureza da junta soldada do tubo 13 superam os demais em todas as regiões (metal base, cordão de solda e zona termicamente afetada). Este resultado é compatível com as propriedades mecânicas obtidas nos ensaios de tração.

Os resultados mostram uma variação de valores entre 60 e 80 HV entre o maior e o menor resultado para as três regiões. Os valores de dureza da ZTA foram superiores ao MB de 7 a 15 HV.

A Figura 4-7 mostra a comparação da variação dos valores de microdureza ao longo da junta soldada do tubo 13 comparado com o tubo 14. Estes foram os que apresentaram maiores diferenças de valores de microdureza.

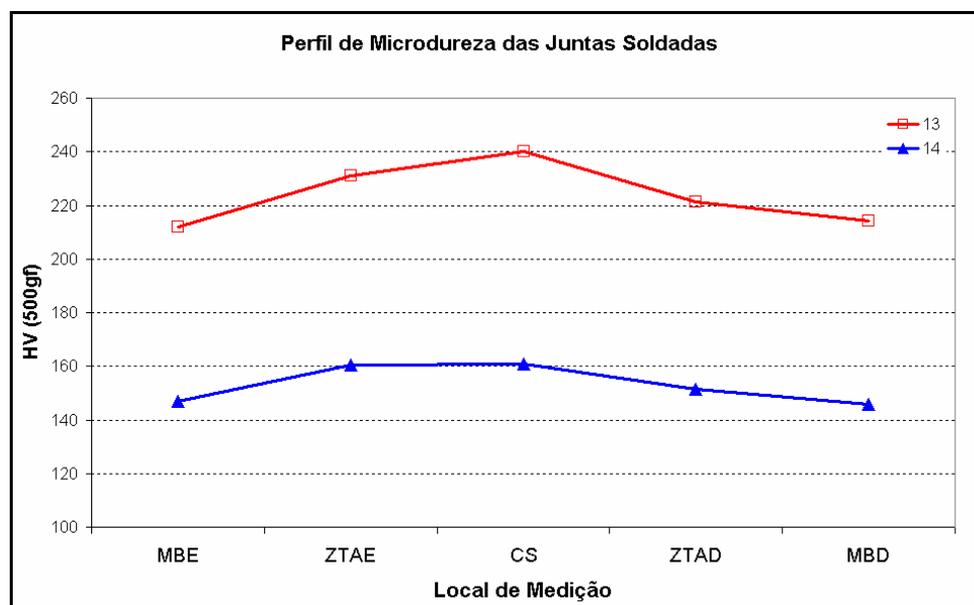


Figura 4-7– Perfil de microdureza das junta soldada dos tubos 13 e 14

Gianetto e outros [23] caracterizaram a microestrutura e a tenacidade de juntas tubulares soldadas de tubos fabricados nas décadas de 50, 60 e 80. Os resultados de Microdureza Vickers (carga de 500 gf) mostraram que os aços antigos (décadas de 50 e 60) apresentaram dureza no metal de base variando entre 172 e 177 HV.

Os aços dos tubos aqui testados apresentaram microdureza (carga de 500gf) variando entre 141 e 212 HV. Esta variação pode indicar procedências diferentes das chapas dos tubos ou grandes flutuações no processo de fabricação. É bastante comum se ter múltiplos fornecedores de tubos em

grandes empreendimentos de dutos; [19].

Os valores obtidos de microdureza no metal base, cordão de solda e ZTA atendem à norma DNV OS-F101 [31] que estabelece um valor máximo de 270 HV (carga de 10 kgf). Foram obtidos os valores máximos de 180 HV para os ETs 11, 14, 15 e 16; no ET 13 foi obtido o valor de 210 HV.

Decidiu-se fazer uma varredura na junta soldada com o intuito de se verificar a existência de picos de dureza que evidenciassem a presença de microconstituintes frágeis. Estas medições foram feitas com carga de 100 gf. As impressões foram espaçadas de 0,50 mm no metal base passando a 0,025 mm na ZTA e voltando a 0,50 mm no cordão de solda. Não foi obtido nenhum pico de dureza superior a 230 HV com carga de 100 gf.

Foram realizadas medições de microdureza com carga de 10 kgf para comparação com o requisito da norma DNV OS-F101 [31]. Os resultados comprovaram que não foi obtido nenhum valor de dureza acima do máximo admitido pela norma DNV OS-F101 [31] de 270 HV.

#### 4.5. Análise Microestrutural

A Figura 4-8 mostra uma das juntas soldadas ilustrando também os locais de inserção do entalhe do CP Charpy e avaliação da microestrutura. O procedimento de soldagem prescreve que inicialmente deva ser executado o passe interno e posteriormente o externo. Isto gera uma recristalização no primeiro passe.

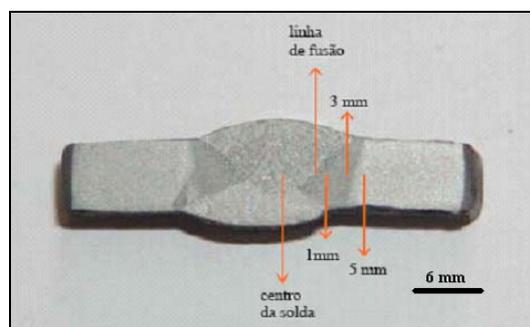


Figura 4-8 – Junta soldada mostrando os passes interno (inferior) e externo (superior) e a ZTA – ataque: nital 2%

O metal base de todas as amostras analisadas é composto por grãos de ferrita e perlita. As Figuras 4-9, 4-10 e 4-11 ilustram as microestruturas dos tubos. Todas as micrografias do metal de base foram realizadas afastadas cerca de 10 mm do centro da solda.

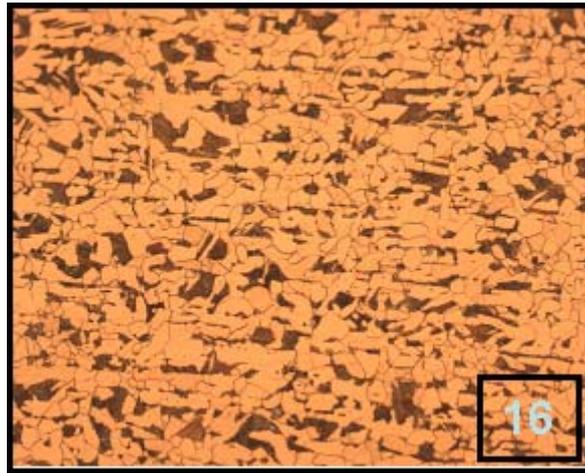


Figura 4-9 – Ferrita poligonal e perlita (Tubo 16) – 200X – ataque: nital 2%

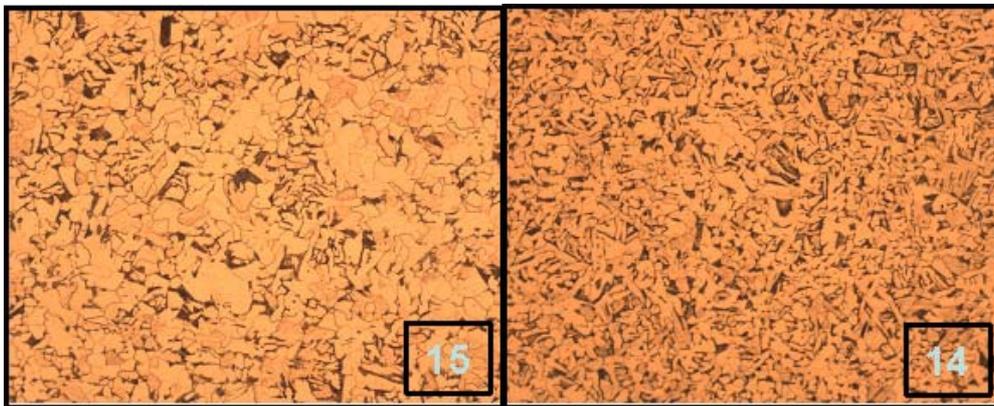


Figura 4-10 – Ferrita poligonal e de aparência acicular (Tubos 15 e 14) – 200X – ataque: nital 2%

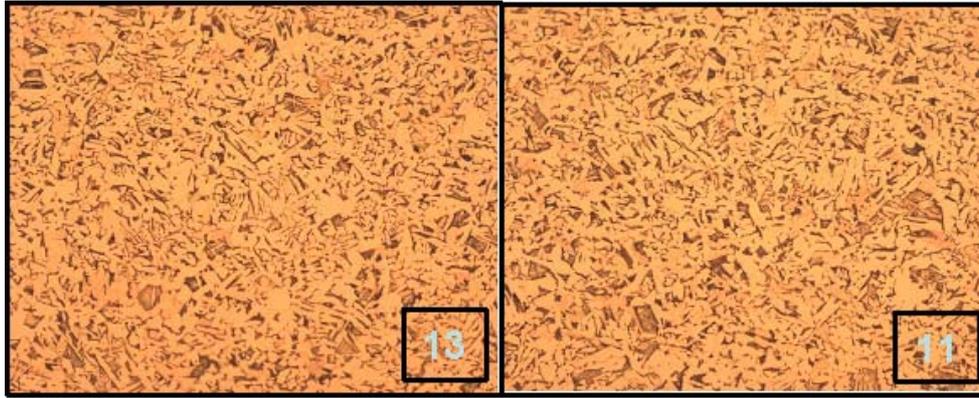


Figura 4-11 – Ferrita com aparência acicular (Tubos 11 e 13) – 200X – ataque: nital 2%

Foi observado, na amostra identificada por tubo 13 um alinhamento microestrutural na região localizada na metade da espessura (Figura 4-12), enquanto nas amostras dos demais tubos a microestrutura era composta por grãos de ferrita e perlita não apresentando orientação preferencial.

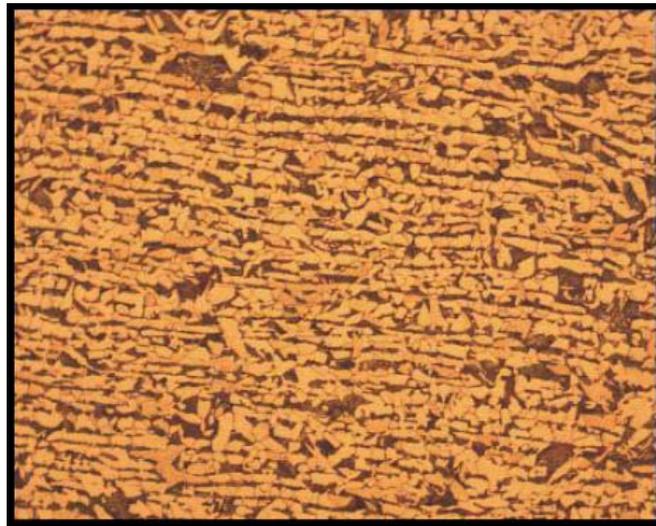


Figura 4-12 – Metalografia do Tubo 13 apresentando alinhamento microestrutural – 200X – ataque: nital 2%

A região da zona fundida das amostras apresentou microestruturas bastantes similares compostas, basicamente, por grãos colunares de ferrita e agregados de ferrita e carbeto.

Na região próxima ao passe interno do cordão de solda, que sofreu

reaquecimento pelo passe externo, observou-se a presença de grãos de ferrita poligonal. A Figura 4-13 mostra a diferença de microestruturas entre a amostra do tubo 13 e do tubo 11<sup>xxii</sup>.

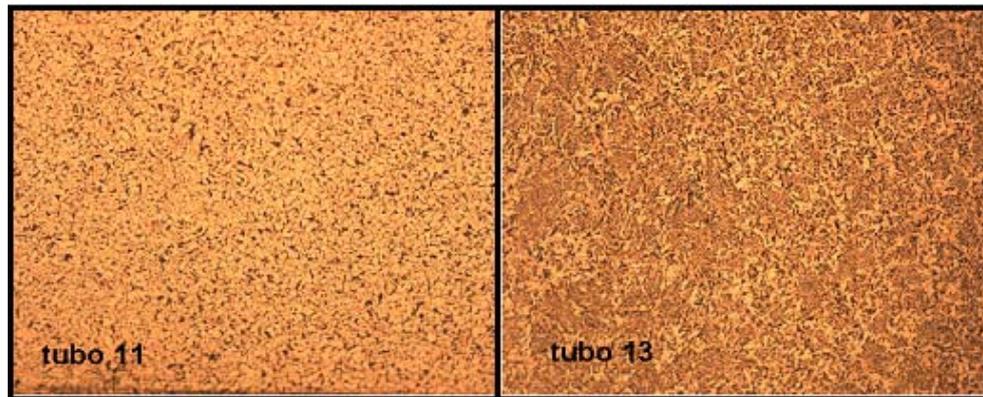


Figura 4-13 – Caracterização microestrutural do passe interno (Tubos 11 e 13) – 100X – ataque: nital 2%

As zonas termicamente afetadas das amostras, na região próxima à linha de fusão, apresentaram regiões de grãos grosseiros associados à ZTA e de grãos finos localizada mais próxima do metal base. A Figura 4-14 mostra as microestruturas das regiões da junta soldada (cordões de solda e a ZTA). A Figura 4-15 mostra a região de grãos grosseiros da ZTA do tubo 13.

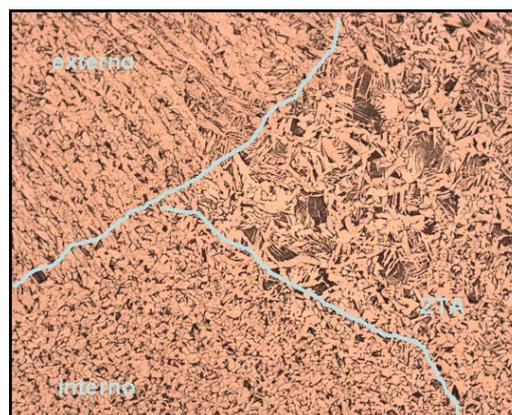


Figura 4-14 - Caracterização microestrutural dos passes interno, externo e ZTA (Tubo 15) – 100X – ataque: nital 2%

<sup>xxii</sup> A microestrutura da amostra do tubo 11 é similar à apresentada pelos tubos 14, 15 e 16.

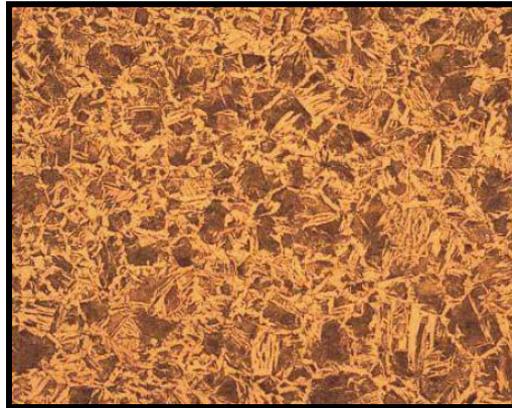


Figura 4-15 – Região de grãos grosseiros da ZTA do Tubo 13 – 200X – ataque: nital 2%

Foi observada uma dispersão dos carbonetos nas regiões que sofreram reaquecimento.

Foi feita uma avaliação do tamanho de grão ASTM de diversas amostras dos tubos. Foram selecionadas microestruturas do metal base, da transição entre o metal base e a ZTA, da própria ZTA e da região refinada do cordão de solda. Apesar da dificuldade de se medir o TG em chapas laminadas foi obtido um valor médio superior a 9 na classificação da norma ASTM E112 [58] para as 22 amostras analisadas. As medidas foram feitas através do software AxioVision Materials Grains, versão 4.4, da Carl Zeiss Vision (2004).

Em várias amostras foi verificada a presença de inclusões (Figura 4-16) alongadas típicas de MnS (Sulfeto de Manganês) como era de se esperar pela composição química dos aços.

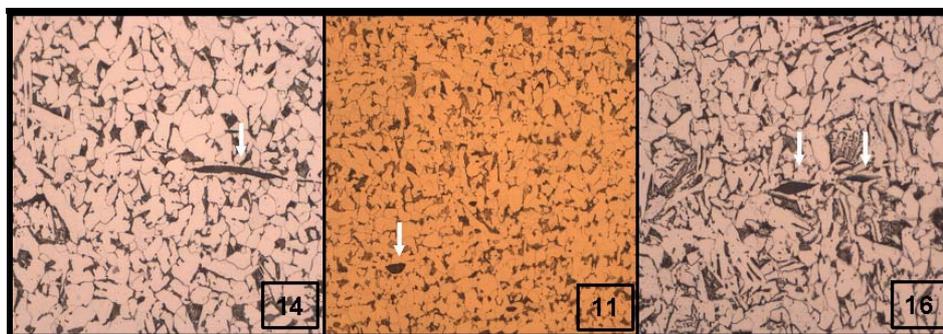


Figura 4-16 – Microestruturas do metal base dos tubos 14, 11 e 16 mostrando o corte transversal de inclusões alongadas – 500X – ataque: nital 2%

#### 4.6.

#### Ensaio de Impacto com CPs de dimensões reduzidas

Foram confeccionados CPs de 4 mm de espessura com o objetivo de se maximizar a espessura do CP para o ensaio. Leis [52] em trabalho de levantamento de dados de tenacidade de aços para tubos também fez a opção de trabalhar com CPs maiores possíveis corrigindo os valores de tenacidade pela relação de áreas.

Não é viável o estabelecimento de correlações gerais entre a energia absorvida em um CP reduzido e um CP padrão. Aumentando-se a largura do CP, aumenta-se o volume de material resistente e, sob este aspecto ter-se-ia uma maior energia absorvida. Entretanto, qualquer aumento de largura do CP, tende a induzir fratura frágil pelo efeito da constricção. Isto é particularmente verdadeiro quando um CP padrão está próximo da zona frágil; nesta condição um CP com o dobro da largura pode requerer menos energia para romper que um CP padrão; [46].

Na comparação de energias absorvidas entre CPs reduzidos e padrões, considera-se que ambos absorveriam a mesma energia por unidade de área transversal. O parâmetro da energia por unidade de área depende da temperatura do ensaio. Acima da região de transição, a energia por unidade de área do CP reduzido é menor que o CP padrão e, portanto se estaria subestimando a energia absorvida do material no ensaio. Com base nesta evidência é que se optou por trabalhar com CPs de espessuras máximas mesmo que diferentes dos reduzidos convencionais. Na temperatura de transição (TT) e abaixo desta, a tendência é o CP reduzido ter uma maior energia por unidade de área que o CP padrão, deslocando a curva de transição para a esquerda [50].

Os CPs retirados dos segmentos de tubo apresentaram valores de energia absorvida (multiplicadas pela razão entre a área do CP padrão e do reduzido:  $10/4=2,5$ ) no Ensaio Charpy conforme as Figuras 4-17, 4-18 e 4-19. Os retângulos verticais que enquadram os resultados tem a mesma amplitude para facilitar a visualização da dispersão dos resultados em função da posição do entalhe. A relação de conversão recomendada pela norma DNV OS-F101 [31] (seção 6 – item C.107) também é de 2,5 ( $8 \times 10 / 8 \times 4$ ). Esta considera a relação de áreas sob o entalhe entre o CP padrão e o reduzido.

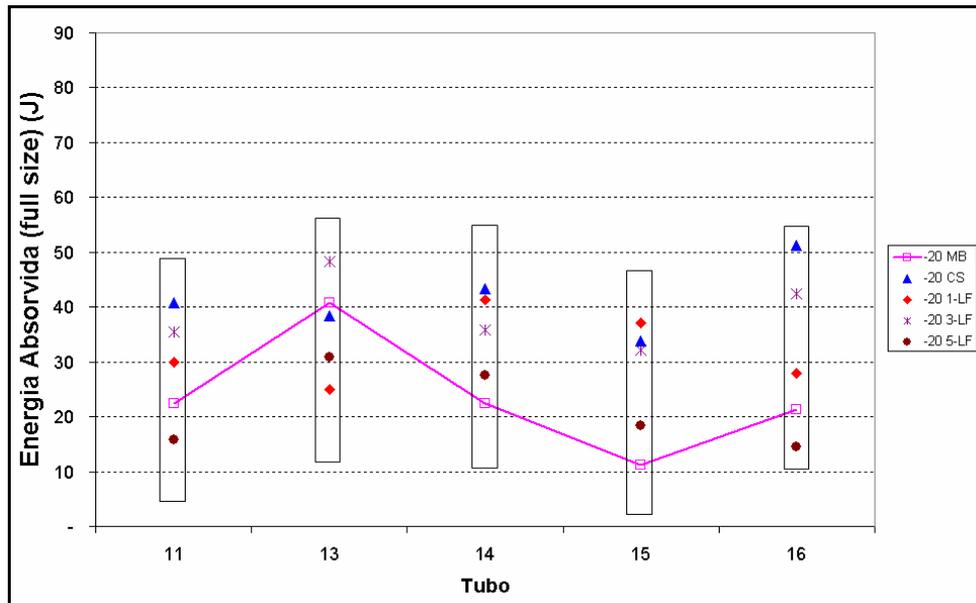


Figura 4-17 – Valores de Energia absorvida a -20 °C no Ensaio Charpy dos CPs com entalhes posicionados em 5 regiões da junta soldada.

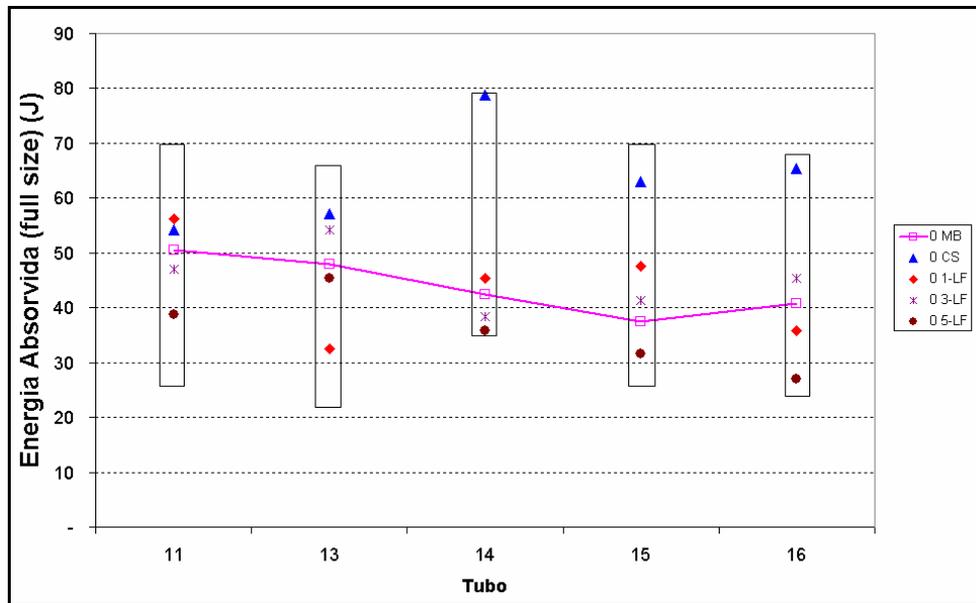


Figura 4-18 – Valores de Energia absorvida a 0 °C no Ensaio Charpy dos CPs com entalhes posicionados em 5 regiões da junta soldada.

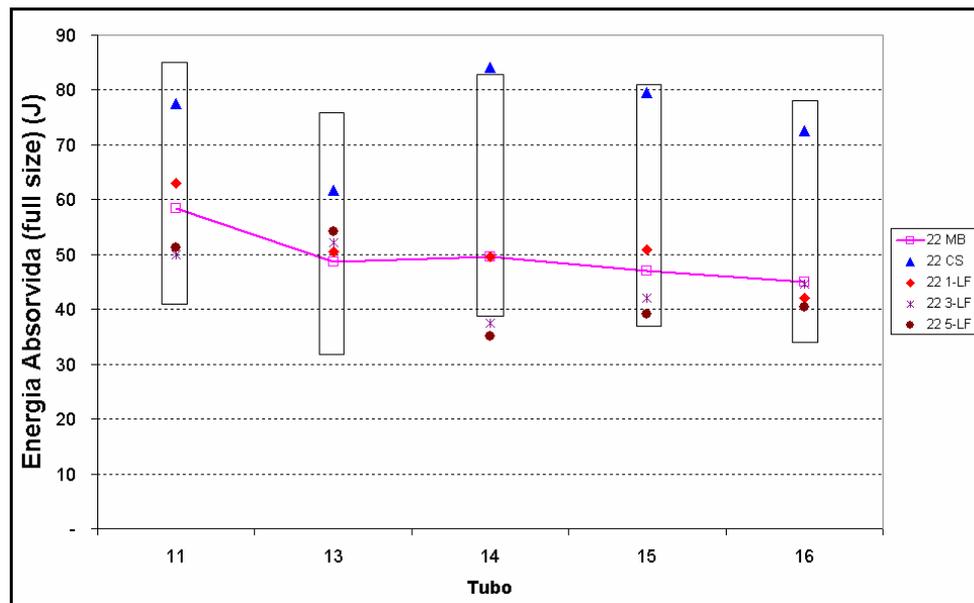


Figura 4-19 – Valores de Energia absorvida a +22 °C no Ensaio Charpy dos CPs com entalhes posicionados em 5 regiões da junta soldada.

Os maiores valores de energias absorvidas foram obtidos nos CPs com entalhes localizados no cordão de solda. A causa mais provável para isto é o refinamento de grão observado no passe interno. Os CPs com entalhes no metal base apresentaram uma diferença de energias absorvidas inferior a 10J para ensaios realizados em temperaturas de 0 ou +20°C. A -20°C os CPs apresentaram uma fração de fratura frágil superior a 90%. O APÊNDICE E apresenta uma análise das superfícies da fraturas obtidas com auxílio do microscópio eletrônico de varredura (MEV).

Gianetto e outros [17] compararam os valores de energia absorvida a +20°C no Ensaio Charpy de juntas tubulares soldadas de tubos fabricados nas décadas de 50 (SN531), 60 (YU641 E JR60) e 80 (KR81)<sup>xxiii</sup>. A Figura 4-20 mostra a comparação destes resultados com os obtidos nos Ensaios do presente trabalho com a energia pelo CP *reduzido* corrigida pela razão entre as áreas.

<sup>xxiii</sup> As codificações SN531, YU641, JR60 e KR81 foram indicadas pelo autor da referência.

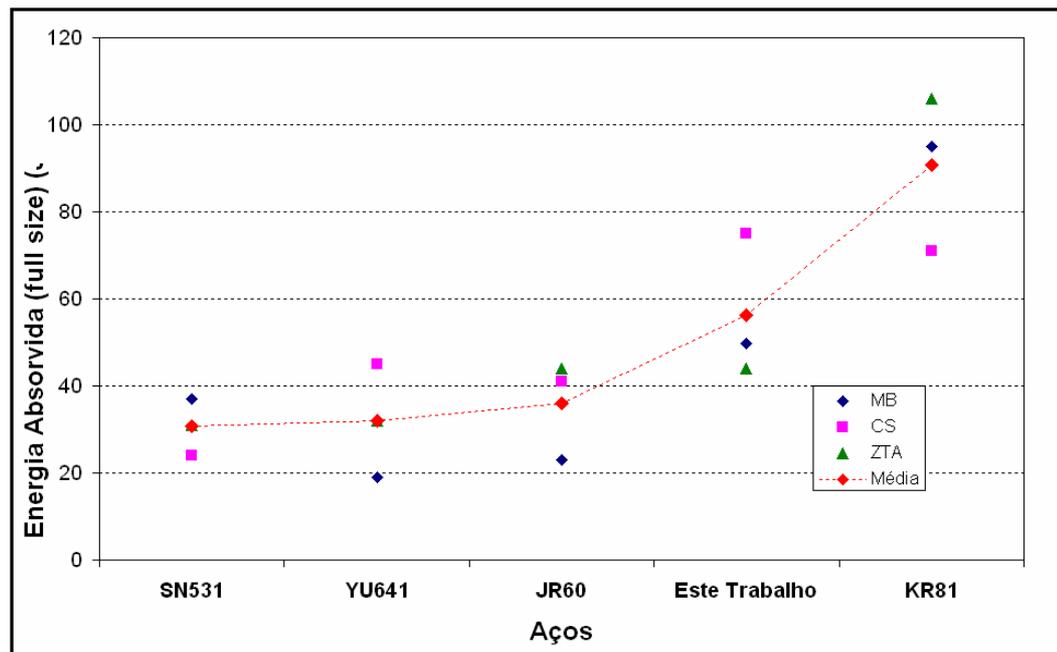


Figura 4-20 – Comparação da tenacidade medida no Ensaio Charpy (Temperatura de +20°C) de aços da literatura com os obtidos nos CPs dos tubos

Os aços (classificados como X46) dos tubos testados apresentaram uma faixa de temperatura de transição entre 0 e -20°C. Esta constatação se dá pelo aspecto macroscópico de deformação do CP Charpy e pela distribuição dos resultados de energia absorvida. A referência [51] indica a faixa de transição de -25 °C a 10 °C para aços semi-acalmados com tensão mínima de escoamento entre 290 e 450 MPa que coincide com os valores obtidos nos ensaios de tração dos materiais dos tubos.

A Figura 4-21 mostra a variação da Energia Absorvida no Ensaio Charpy com a temperatura do ensaio para todos os CPs com entalhe na direção transversal e localizado no metal base. Houve uma mudança de inflexão de 0 para +20°C em todas as demais posições do entalhe, ou seja CS, {LF + 1 mm}, {LF + 3 mm}, {LF + 5 mm}.

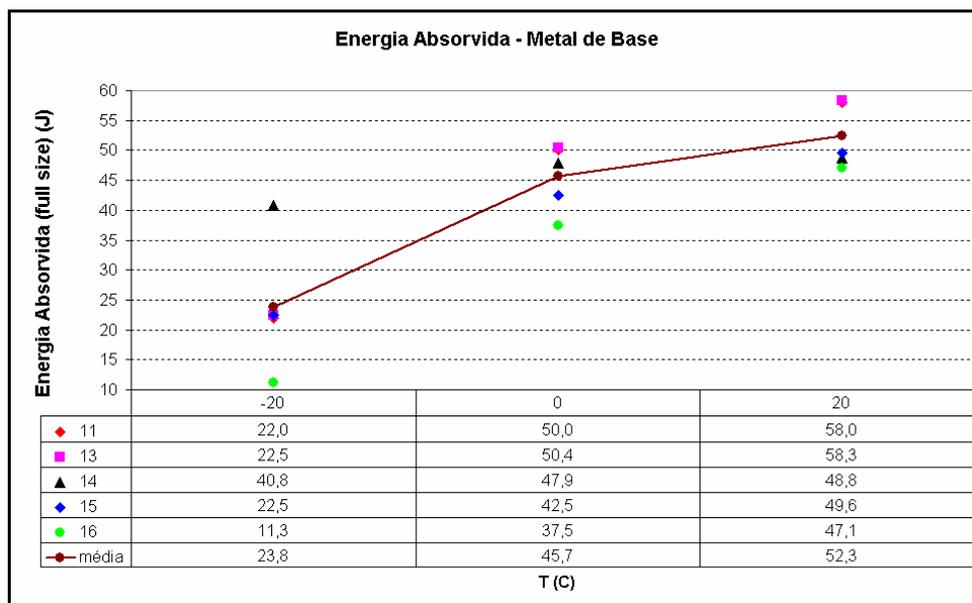


Figura 4-21 – Variação da Energia Absorvida (J) por ET em função da temperatura do Ensaio Charpy.

No Relatório do PRCI (*Pipeline Research Coucil International*) [51] é apresentado um levantamento de tenacidade de aços antigos e novos. Neste documento é verificado um valor de 61 J para o patamar superior dútil (*upper shelf*), com entalhe no metal base, de um aço do grau X46 fabricado na década de 40 nos Estados Unidos. Este valor está compatível com os obtidos dos ensaios deste procedimento experimental.

Comparando-se também com o levantamento feito por Gianetto [17] verifica-se que os aços dos tubos do presente trabalho se encontram em uma posição intermediária de tenacidade medida pelo ensaio Charpy entre tubos antigos e tubos novos.

A norma DNV OS–F101 [31] estabelece valores a serem atingidos no ensaio Charpy variando de 27 a 56 J, dependendo da classe de resistência do metal base. Os aços testados se enquadram na classe de resistência com SMYS<sup>xxiv</sup> igual a 245 MPa com exceção do ET 13 que apresentaria um SMYS de 360 MPa. A referida norma requer energias absorvidas de 27 e 36 J (CP Charpy)

<sup>xxiv</sup> A Tensão de Escoamento medida na direção longitudinal não pode superar os valores estabelecidos de SMYS (245, 290, 360, 415, 450, 485 e 555 MPa) pela DNV OS-F101 em mais de 120 MPa.

para estas duas classes de resistência respectivamente.

Para se comparar com dados da literatura, é importante notar que os resultados de energia absorvida na temperatura de +22°C devam ser ligeiramente superiores caso fossem ensaiados com CPs padrão. Logo, os valores de energia absorvida a -20°C devem ser inferiores aos obtidos no ensaio. Desta forma, é válido afirmar que as regiões da junta soldada (metal base, cordão de solda e ZTA) dos tubos do presente trabalho apresentam valores de tenacidade acima de 50 J na temperatura ambiente (+22°C).

#### **4.7.**

#### **Tensões Residuais pela Técnica do “Furo Cego”**

A Tabela 4-3 apresenta os resultados das Tensões Residuais, medidas na superfície externa, pela técnica do furo cego. Apenas os ETs 13 e 16 apresentaram as máximas tensões residuais alinhadas com a solda longitudinal.

ET	Ponto	$\sigma_{\min}$ (MPa)	$\sigma_{\max}$ (MPa)	$\sigma_{Mises}$ (MPa)	$\beta$ (graus)
11	1	119	135	128	26
	2	79	156	135	-6
13	1	69	125	108	85
	2	73	169	147	-88
14	1	-56	62	103	8
	2	-2	76	78	2
15	1	8	43	40	-16
	2	-32	40	62	0
16	1	55	245	223	-85
	2	41	231	213	-82
$\beta$ (graus)	ângulo que a Tensão Máxima ( $\sigma_{\max}$ ) faz no sentido horário com a direção circunferencial do tubo				

Tabela 4-3 – Resultados de Medições das Tensões Residuais realizadas no centro da solda longitudinal pela Técnica do Furo Cego.

O gráfico da Figura 4-22 mostra os valores e a distribuição das medições extras realizadas no ET 16. Estas medidas foram executadas ao longo da circunferência do tubo. O gráfico mostra que a maior tensão longitudinal medida está sobre a solda longitudinal conforme era previsto. Entretanto, existem outros valores próximos deste medidos a 135 e -135 graus. Estes altos valores afastados circunferencialmente da solda longitudinal estão provavelmente associados às tensões da conformação do tubo. Cabe ressaltar que valores medidos acima de  $0,5\sigma_y^{xxv}$  devem ser vistos com ressalvas já que extrapolam os limites da técnica; [40].

<sup>xxv</sup> Estes valores limitam as tensões medidas a 200 MPa para todos os ETs com exceção do ET 13 onde este limite de confiabilidade das medições é de 290 MPa.

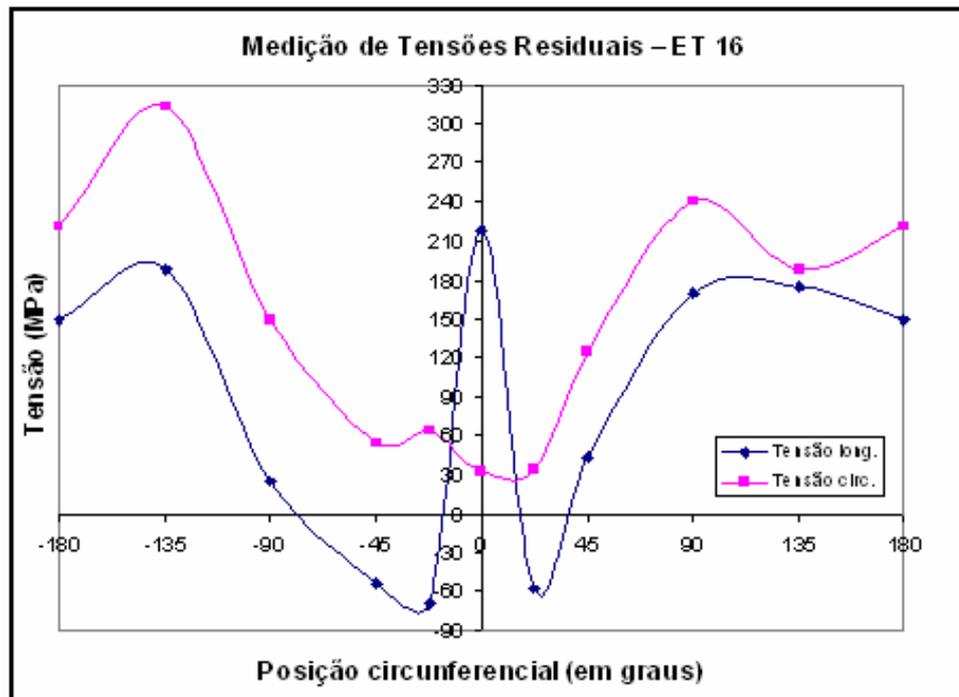


Figura 4-22 – Valores das Tensões Residuais medidas nas direções longitudinal e circunferencial em vários pontos da circunferência do ET 16 – Técnica do Furo Cego.

O gráfico da Figura 4-23 mostra os valores das Tensões Máximas e Mínimas. Na solda (posição 0 graus) a Tensão Máxima coincide com a direção longitudinal. Nos demais pontos as direções das Tensões Máximas aproximam-se da direção circunferencial, provavelmente devido ao processo de conformação UOE.

As curvas traçadas nas Figuras 4-22 e 4-23 são resultantes de interpolação e indicam apenas uma tendência. Outros valores podem existir entre dois pontos da curva.

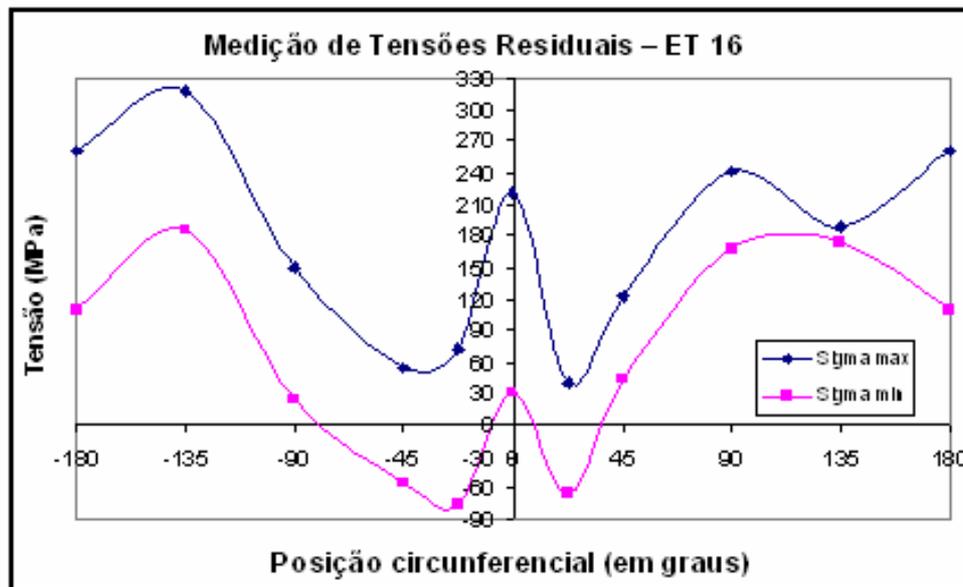


Figura 4-23 – Valores das Tensões Residuais Máximas e Mínimas em vários pontos da circunferência do ET 16 – Técnica do Furo Cego.

É muito complicado se prever (sem realizar medições) a influência das tensões residuais no comportamento mecânico de tubos pressurizados. Esta complicação se dá devido à dificuldade de se estimar as tensões térmicas decorrentes do processo de soldagem e mecânicas da conformação do tubo, bem como da efetividade do alívio de tensões ao final da soldagem do tubo.

Leis [50] sugere que deve se ter a preocupação com as tensões residuais para materiais com níveis de tenacidade inferiores a 27 J para defeitos variando de 30 a 70% da espessura do tubo.

É importante observar que as tensões residuais foram em grande parte aliviadas e redistribuídas quando os defeitos foram fabricados por eletro-erosão.

#### 4.8. Resultados do Levantamento Dimensional dos Espécimes Tubulares

Foram consideradas as mínimas espessuras remanescentes obtidas nas medições no interior dos defeitos e as médias das espessuras obtidas fora dos defeitos para efeito de cálculos da resistência remanescente.

Na Tabela 4-4 são mostradas as medições realizadas nos ETs. Nota-se que as dimensões dos defeitos esféricos (ETs 11, 13 e 14) apresentaram um desvio em relação às dimensões inicialmente projetadas de 140, 180 e 240 mm respectivamente. Estas diferenças entre as dimensões projetadas e obtidas são decorrentes de dificuldades na eletro-erosão conforme mencionado no item [3.3.2.1](#).

ET	Medições no Tubo		Medições nos defeitos			Profundidade	
	D (mm)	t (mm)	L(mm) <sup>xxvi</sup>	t* (mm)	w (mm)	d (mm)	d/t (%)
11	457,6	6,4	136,4	2,2	61,5	4,2	65,6
13	457,3	6,5	189,8	2,0	61,6	4,5	69,2
14	457,6	6,5	247,8	2,1	76,9	4,4	67,7
15	457,8	6,4	180,0	2,0	64,0	4,4	68,7
16	457,8	6,5	240,0	1,9	64,0	4,6	70,8

Tabela 4-4 – Resumo das medições realizadas nos ETs após a introdução dos defeitos.

(D = diâmetro externo; t = espessura medida fora da região dos defeitos; L = comprimento longitudinal dos defeitos; t\* = menor espessura remanescente no interior do defeito; w = largura máxima do defeito; d = profundidade do defeito)

As Figuras 4-24 a 4-25 mostram as fotos dos ETs 13 (esférico) e 15 (retangular) após a usinagem dos defeitos.

---

<sup>xxvi</sup> O valor de L, para os defeitos esféricos, é o resultado da soma dos comprimentos das três áreas que compõem o defeito. Estas apresentaram uma variação em relação às dimensões projetadas de -10 a +15% nas áreas laterais e de +0,5 a +1,6% nas áreas centrais.

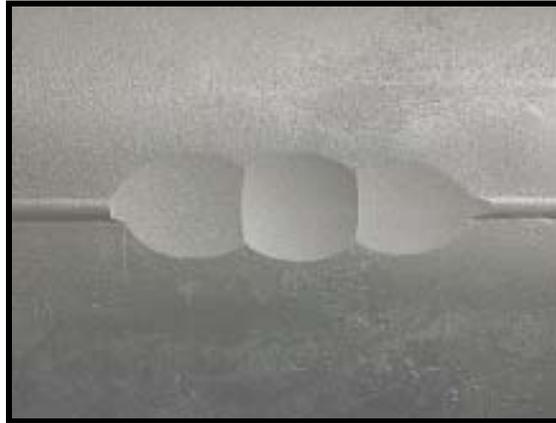


Figura 4-24– Vista de topo do defeito produzido por eletro-erosão no ET 13.

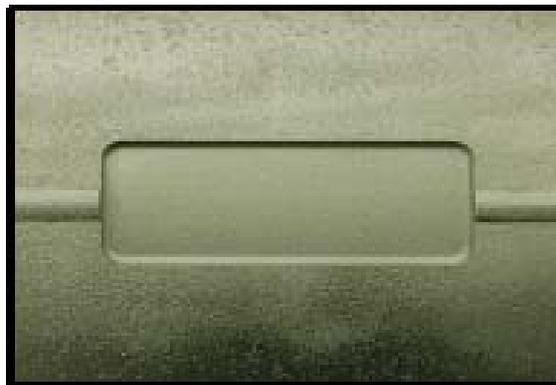


Figura 4-25 – Vista de topo do defeito produzido por eletro-erosão no ET 15

#### **4.9. Testes de ruptura**

Todos os ETs, com exceção do ET 14, romperam por vazamento (*leaking*). Os ETs com defeitos retangulares (15 e 16) tiveram falha iniciada e concluída na borda do defeito próximo ao raio de adoçamento. Os ETs com defeitos esféricos (11, 13 e 14) tiveram falhas iniciadas no centro do defeito entre o cordão de solda e o metal base. O ET 14 teve a falha propagada além dos limites do defeito.

As pressões previstas de falha dos 5 ETs, na ausência de defeitos de

corrosão estão apresentadas na Tabela 4-5. Para efeito de comparação foram consideradas 4 situações típicas ( $\sigma_{flow}$ ) dos métodos de nível 1 que levariam a falha. As pressões previstas foram calculadas através da fórmula de *Barlow* ( $P = \sigma_{flow} (2t / D)$ ). Pode-se verificar a diferença de valores previstos em função do valor de  $\sigma_{flow}$  adotado. Cabe também ressaltar a esperada diferença de valores de pressão de ruptura com a introdução dos defeitos de eletro-erosão<sup>xxvii</sup>.

ET	<b><math>P_{falha}</math> associado aos diversos valores de <math>\sigma_{flow}</math></b>				<b>Pressão real de ruptura com defeitos</b>
	$1,1 \cdot \sigma_y$	$\sigma_y + 69MPa$	$\frac{\sigma_y + \sigma_u}{2}$	$\sigma_u$	
11	107,3	117,2	111,4	125,2	92,8
13	138,7	146,1	150,0	173,9	89,4
14	125,2	133,8	128,2	142,5	82,1
15	116,7	125,7	120,0	134,0	40,3
16	100,1	111,0	114,0	137,1	32,0

Tabela 4-5 – Pressões de Falha dos ETs sem defeitos pelos diversos métodos de instabilidade ( $kgf/cm^2$ ).

Os valores apresentados na Tabela 4-5 mostram obviamente a esperada influência dos defeitos na redução da pressão de falha dos tubos.

Para o cálculo das pressões de ruptura foram utilizadas as propriedades mecânicas obtidas nos ensaios e as medidas dimensionais reais após a fabricação dos defeitos por eletro-erosão e a montagem dos ETs.

Os defeitos dos ETs apresentaram os parâmetros de forma ( $L^2/Dt$ ) conforme a Figura 4-26.

<sup>xxvii</sup> O interesse da Dissertação foi medir a pressão de ruptura dos ETs. Para informação do leitor, a pressão de projeto do duto é de  $50 kgf/cm^2$  e a pressão máxima operacional é de  $44 kgf/cm^2$ .

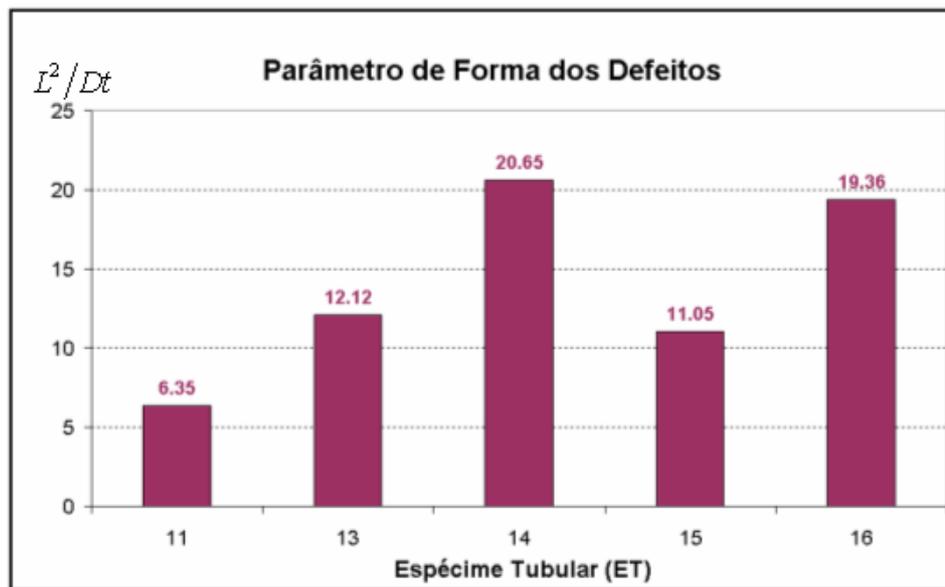


Figura 4-26 – Parâmetros de forma ( $L^2/Dt$ ) dos defeitos dos ETs

(D = diâmetro externo; t = espessura medida fora da região dos defeitos; L = comprimento longitudinal dos defeitos)

Nos defeitos dos ETs 14 e 16 a relação  $L^2/Dt$  está próxima de 20 que é o limite que diferencia defeitos curtos de longos pelos métodos do ASME B31G [3] e RPA. Foram calculadas as resistências remanescentes com as equações de defeitos longos (aproximação retangular) do método do ASME B31G [3] também para os demais, a título de comparação.

Os valores obtidos<sup>xxviii</sup> com a aplicação dos métodos de avaliação da resistência remanescente da ASME B31G [3], 085dL [26], RPA [29], API 579 [27], DNV RP-F-101 [4], PCORRC [28] e *Effective Area* [26] e os resultados dos testes de ruptura estão resumidos na Tabela 4-6. As equações dos métodos estão apresentadas no APÊNDICE G.

Para o cálculo das pressões de falha foram usadas as equações semi-empíricas dos métodos convencionais obtidas das respectivas referências. Foi usada a versão 2004 da norma DNV RP-F-101 [4] que recomenda a majoração dos valores de pressão calculados em 5% para defeitos isolados (*DNV Single*). Este procedimento acarretou uma diferença de valores entre os métodos *DNV*

<sup>xxviii</sup> Vários trabalhos [29,42] fazem revisões detalhadas das equações dos métodos de Nível 1 (ASME B31G, 085dL, RPA e DNV).

*Single* e *DNV Complex* que deveriam ser idênticos para os defeitos retangulares dos ETs 15 e 16. Esta diferença foi de exatamente 5%.

Foi utilizada a versão 3.0 do software RSTRENG para o cálculo das pressões pelo método de nível 2 da *Effective Area* [26]. O perfil dos defeitos esféricos foi obtido deduzindo-se a equação dos arcos de circunferência dos eletrodos utilizados na fabricação dos defeitos e corrigindo-se para os valores de espessura real medidos.

O método de nível 2 da DNV RP-F-101 [4] de geometria complexa (*DNV Complex*) foi aplicado com auxílio de uma Planilha EXCEL que automatiza os cálculos.

Todos os cálculos foram realizados sem fator de segurança por terem sido usados como dados de entrada dimensões medidas dos defeitos e as propriedades mecânicas específicas de cada tubo.

A Tabela 4-6 mostra as pressões previstas pela diversos métodos dos níveis 1 e 2. Os valores azuis indicam pressões inferiores e os vermelhos pressões superiores às pressões reais de ruptura.

ET	Pressão calculada através dos Métodos ( $P_{\text{método}}$ ) – (kgf/cm <sup>2</sup> )									$P_{rup}$ (kgf/cm <sup>2</sup> )
	Nível 1						Nível 2			
	B31G parab	B31G retang	085dL	RPA	API 579	PCORRC	DNV single	DNV GC	<i>Effective Area</i>	
11	73,4	44,9	69,4	69,4	55,1	74,7	74,0	94,6	87,1	92,8
13	87,0	42,7	75,8	75,8	57,1	83,4	83,5	121,8	102,3	89,4
14	77,0	40,5	67,9	67,9	51,7	62,4	65,3	98,7	93,8	82,1
15	74,0	35,9	66,4	66,4	50,4	66,5	66,2	63,1	54,9	40,3
16	59,8	29,3	53,6	53,6	39,4	56,0	58,2	55,5	44,7	32,0

Tabela 4-6 – Resultados de pressões calculadas pelos métodos ( $P_{\text{método}}$ ) e das pressões obtidas ( $P_{rup}$ ) nos testes de ruptura (kgf/cm<sup>2</sup>)

Os Erros dos métodos estão apresentados na Tabela 4-7. Os valores positivos são relativos às situações em que os métodos superestimaram as pressões de ruptura. Os percentuais negativos indicam pressões previstas inferiores às pressões de ruptura.

Para se usar o método da API 579 [27] foi necessário violar uma das suas restrições que é a espessura mínima de 2,5 mm. Os resultados devem ser,

portanto vistos com ressalvas. Não foi adotado método de nível 2 da API 579 [27] que considera a geometria do defeito por ser neste caso mais grave a violação da restrição de espessura remanescente mínima. No APÊNDICE B é apresentada a memória de cálculo e as premissas assumidas para o cálculo da resistência remanescente pelo método da API 579 [29] de nível 1.

ET	Erros Percentuais obtidos na aplicação dos Métodos								
	Nível 1						Nível 2		
	B31G parab	B31G retang	085dL	RPA	API 579	PCORRC	DNV single	DNV GC	Effective Area
11	-26%	-52%	-34%	-34%	-69%	-24%	-25%	+2%	-7%
13	-3%	-52%	-18%	-18%	-56%	-7%	-7%	+27%	+13%
14	-7%	-51%	-21%	-21%	-59%	-32%	-26%	+17%	+12%
15	+46%	-12%	+39%	+39%	+20%	+39%	+39%	+36%	+27%
16	+46%	-9%	+40%	+40%	+19%	+43%	+45%	+42%	+28%

Tabela 4-7 – Erros Percentuais dos Métodos na Previsão das Pressões de Ruptura

$$Erro(\%) = \left[ \frac{(P_{\text{método}} - P_{\text{rup}})}{P_{\text{método}}} \right] \cdot 100$$

Nenhum dos métodos de nível 1 ou 2 foi capaz de prever pressões inferiores às pressões de ruptura dos ETs 15 e 16 com defeitos retangulares. Apenas aplicando-se a formulação da norma ASME B31G [3] para defeitos longos é que se obteve pressões inferiores. Ocorre que esta formulação visa avaliar a influência de um defeito de grande comprimento onde a aproximação parabólica não seria mais possível.

A aplicação do método da ASME B31G [3] resultou nas maiores pressões previstas. Isto já era esperado já que este método aproxima a geometria do defeito a uma parábola interligando as bordas e o ponto de maior profundidade. Esta adaptação, para os defeitos em questão (principalmente para os defeitos retangulares dos ETs 15 e 16), introduz material extra de forma virtual, o que gera um aumento irreal nos cálculos da resistência do espécime tubular defeituoso.

Os métodos convencionais de nível 1 da ASME B31G [3], 085dL [26], RPA [29], *DNV single* [4], que aproximam a geometria do defeito para um formato padrão que considera os comprimentos e as profundidades máximas dos

defeitos, apresentaram resultados seguros para os ETs com defeitos esféricos (11, 13 e 14). Cabe mencionar o desempenho destacado do método ASME B31G [3] prevendo pressões muito próximas da real. Isto se deve ao melhor acoplamento da idealização parabólica ao formato do defeito real.

A aplicação do método de nível 2 da DNV Geometria Complexa [4] resultou em pressões previstas superiores às pressões reais de ruptura.

A aplicação do método de nível 2 da *Effective Area* [26] resultou em pressões previstas inferiores ao método da DNV Geometria Complexa. Isto já era esperado tendo em vista que este método usa um valor de  $\sigma_{flow}$  ( $\sigma_y + 69MPa$ ) inferior a  $\sigma_u$ , ao passo que o método da DNV [4] está fundamentado na Limite de Resistência à Tração do material. Mesmo assim, com exceção do ET 11, os demais ETs tiveram as pressões previstas superiores às pressões reais de ruptura.

Souza [42] mostrou que os valores de pressão prevista pelos 2 métodos se aproximam quando se usa  $\sigma_{flow}$  (no método *Effective Area*) igual a Limite de Resistência à Tração.

Para se ter uma visão geral dos resultados dos testes, pode-se verificar na Figura 4-27 as relações entre a Pressão Real de Ruptura ( $P_{real}$ ) no ensaio e aquelas previstas pelos diversos métodos de avaliação da resistência remanescente ( $P_{método}$ ). Valores superiores a 1 indicam que os métodos estariam superestimando as pressões de ruptura. Valores inferiores a 1 indicam que os métodos estão prevendo pressões menores que aquelas que efetivamente romperam os ETs.

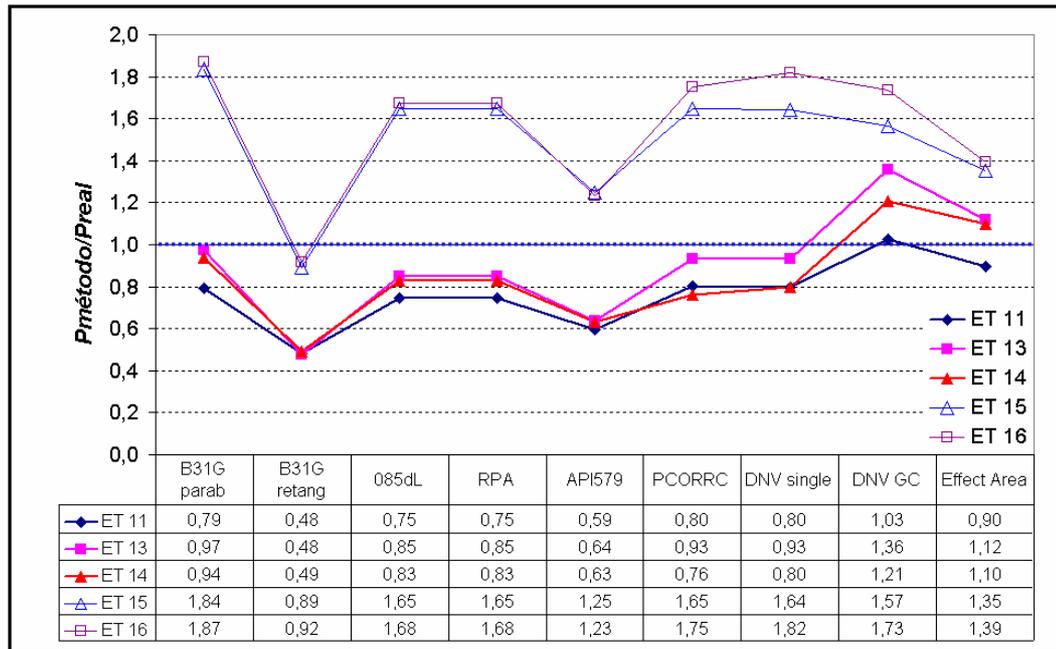


Figura 4-27 – Comparação dos resultados da pressão real (*Prup*) de ruptura (linha vermelha pontilhada) com os pressão previstas (*Pmétodo*) pelos diversos métodos.

Os métodos que relacionam o  $\sigma_{flow}$  com o limite de escoamento são denominados métodos “antigos” e os métodos que consideram o  $\sigma_{flow}$  igual à Limite de Resistência à Tração do material são considerados métodos “modernos”. Esta diferenciação está associada aos materiais usados na validação dos métodos. Nos métodos antigos foram usados aços fabricados antes da década de 70, limitados à classe X65, enquanto nos métodos modernos foram usados aços fabricados após a década de 70, com maior controle de microestrutura, limitados à classe X80.

#### 4.10. Comparação entre as Deformações Medidas pelos *Strain Gages* (SG)

As Figuras 3-7 e 3-8 da seção 3.3.3 mostram as numerações e as respectivas posições de fixação das rosetas duplas e triplas com extensômetros nas direções longitudinal, circunferencial e a 45° (nas rosetas triplas).

No interior dos defeitos as rosetas foram fixadas sobre a solda longitudinal. Os extensômetros da direção circunferencial foram fixados sobre a solda com uma parcela de seu comprimento transpondo o limite da linha de fusão. Os

extensômetros da direção longitudinal foram fixados no limite entre o cordão de solda e a linha de fusão. É de se esperar que sobre a solda a parede do tubo apresente maior rigidez, implicando em menores valores de deformações medidas pelas rosetas, comparados com defeitos que estivessem fora desta região.

É importante ressaltar que as rosetas medem variações de deformações superficiais no estrito local de sua instalação. A deformação medida é a média das deformações ao longo do comprimento do extensômetro (resistência elétrica) da roseta. Esta constatação é particularmente importante nesta situação em que a roseta está fixada em um local de espessura variável decorrente da transição entre o metal base e o cordão de solda.

A roseta 7 instalada no centro dos defeitos mediu as deformações conforme mostra a Figura 4-28.

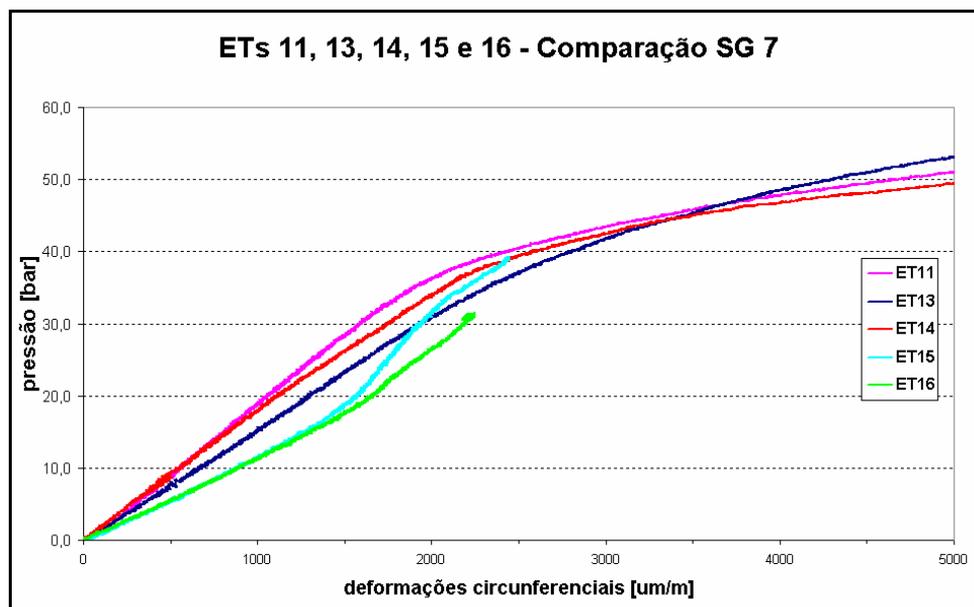


Figura 4-28 – Descarregamento local no ponto de instalação das rosetas 7 dos ETs retangulares 15 e 16 comparados com os ETs cilíndricos.

Pode-se verificar que a partir de um determinado valor de carregamento ocorre uma mudança de inclinação das curvas das rosetas dos ETs 15 e 16. Este “enrijecimento aparente” é decorrente de se ter uma redistribuição das tensões devido a plastificação da região da borda do defeito.

Era esperado que nos extensômetros do ET 14 fossem lidas maiores deformações circunferenciais que os outros ETs com defeitos esféricos (11 e 13) para um mesmo nível de carregamento, já que estas estariam menos restritas devido ao maior afastamento com a borda do defeito. Ocorre que, conforme explicado anteriormente, o material na posição de fixação do extensômetro pode estar sofrendo restrições à deformação impostas pelo maior volume de material (largura e altura) do reforço do cordão de solda, ou pela variação da espessura do delineamento do defeito.

Os deslocamentos medidos pelo apalpador (vide Figura 3-12) no centro dos defeitos apresentaram valores variando de 5,5 a 6,8 mm nos ETs 11, 13, 14 e 15. No ET 16 este valor foi de 3,6 mm. Estes deslocamentos são na verdade relativos já que a base de medição é acoplada ao ET.

As rosetas estão sujeitas a dois tipos de carregamentos trativos na direção circunferencial: pela pressurização interna (aumento da circunferência) e pelo abaulamento (*bulging*). O abaulamento é sentido depois de determinado nível de pressurização, sendo os ETs retangulares mais sensíveis que os defeitos esféricos. A Figura 4-29 ilustra esta diferença na medida que os ETs com defeitos retangulares (15 e 16) atingem valores semelhantes de abaulamento com um carregamento inferior.

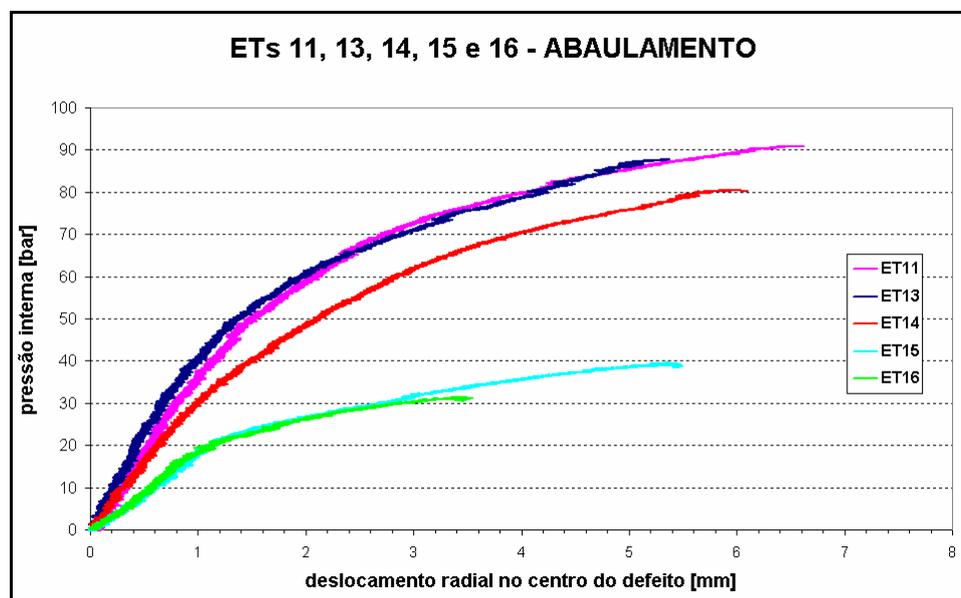


Figura 4-29– Comparação do deslocamento radial (abaulamento) do centro do defeitos dos ETs

A Tabela 4-8 mostra os valores das deformações circunferenciais máximas

medidas pela roseta 7 e as pressões em que estas deformações foram medidas. A partir dos valores de pressão apresentados na coluna ( $P (\epsilon_{c(máx)})$  [kgf/cm<sup>2</sup>]) os registros de deformação foram descontínuos e ultrapassaram o valor de 197.000  $\mu\text{m/m}$  que é “fundo de escala” de leitura na calibração do equipamento.

ET	$\epsilon_c$ (máx) [ $\mu\text{m/m}$ ]	$\epsilon_c$ (máx) [%]	P ( $\epsilon_{c(máx)}$ ) [kgf/cm <sup>2</sup> ]	P <sub>rup</sub> [kgf/cm <sup>2</sup> ]
11	55.296	5,53	90,4	98,8
13	18.625	1,86	88,9	89,4
14	27.053	2,71	76,2	82,1

Tabela 4-8 – Deformações circunferenciais máximas medidas nos ETs com defeitos esféricos.

As medições de deformações circunferenciais dos ETs com defeitos esféricos (11, 13 e 14) apresentaram uma descontinuidade de valores próxima à ruptura. Para melhor visualização, pode ser observado na Figura 4-30 que o ET 11 apresentou variação brusca dos resultados de deformações medidas no interior dos defeitos próximas da pressão de ruptura. Esta variação evidencia a dificuldade de se fazer leituras de deformações nesta região.

Os valores lidos nas rosetas correspondem a um valor médio das deformações ocorridas em todo o comprimento do extensômetro. Certamente em alguma faixa do comprimento do extensômetro, ou mais provavelmente fora do local de sua fixação, foram atingidos valores superiores a este valor medido.

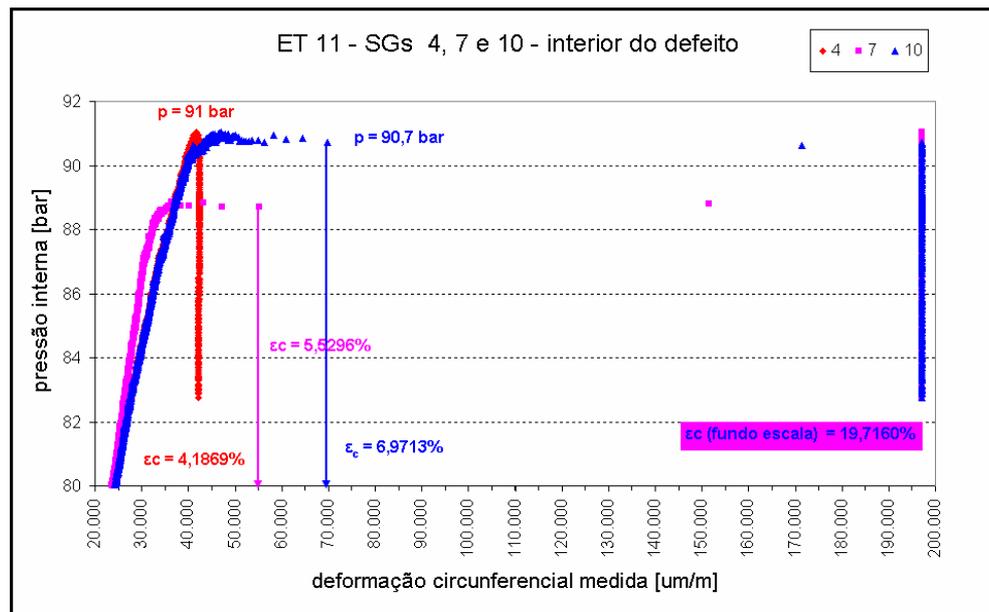


Figura 4-30 – Descontinuidade de medições indicando o descolamento dos SG 7 e 10.

Pode-se concluir que as leituras das deformações medidas nos extensômetros fornecem informações para a compreensão dos níveis de tensões atuantes. Ocorre que as variações de geometria da junta soldada dificultam a correlação dos valores medidos com as máximas deformações que tem um caráter localizado devido ao efeito concentrador de tensões.

É bastante complicado analisar os resultados das medições dos extensômetros nesta situação de defeitos coincidentes com a solda longitudinal. Mesmo assim, da análise dos valores de deformações medidas nos extensômetros instalados na superfície dos ETs é possível concluir o seguinte:

- O maior abaulamento medido e gerado pela geometria dos ETs com defeitos retangulares indicou uma intensificação de deformações na borda do defeito e um já esperado esforço de flexão. Esta intensificação é evidenciada pelo “enrijecimento aparente” observado comparando-se os ETs com defeitos esféricos com os retangulares.
- Os maiores valores de deformações circunferenciais medidas no ET 14 em comparação com os demais ETs com defeitos esféricos, indicam um acúmulo maior de energia que é uma das causas que levou o ET 14 a romper de forma diferente dos demais. Neste ET também ocorreu uma distribuição mais uniforme das deformações em uma extensão maior.

Conseqüentemente houve um suporte menor das áreas mais rasas do defeito. A fratura foi interrompida (*arresting*) apenas fora do defeito na região do metal base.

- As deformações circunferenciais, medidas no centro dos defeitos, foram bastante restritas atingindo valores lidos inferiores a 6%. Nos ensaios de tração de CPs retirados da direção transversal contendo a solda longitudinal, as deformações no início da ruptura atingiram valores variando de 6,6 a 14,1%. Nos CPs retirados da direção transversal do metal base estas deformações variaram de 21,9 a 30,9%.