

**MAXMILIAN MAINARDI**

**ESTUDO DO EFEITO DO PRÉ-AQUECIMENTO NA SOLDAGEM DO AÇO  
API5L-X65 SOBRE A DUREZA E ENERGIA DE IMPACTO DA JUNTA SOLDADA**

**SÃO CAETANO DO SUL**

**2013**

**MAXMILIAN MAINARDI**

**ESTUDO DO EFEITO DO PRÉ-AQUECIMENTO NA SOLDAGEM DO AÇO  
API5L-X65 SOBRE A DUREZA E ENERGIA DE IMPACTO DA JUNTA SOLDADA**

Monografia apresentada ao curso de Pós Graduação em Engenharia de Soldagem, da Escola de Engenharia Mauá do Centro Universitário do Instituto Mauá de Tecnologia, como requisito para a obtenção do título de Especialista.

Orientador: Prof. Dr. Eng.º Louriel O. Vilarinho

**SÃO CAETANO DO SUL**

**2013**

Mainardi, Maxmilian

Estudo do efeito do pré-aquecimento na soldagem do aço API5L-X65 sobre a dureza e energia de impacto da junta soldada. – São Caetano do Sul, SP: CEUN-EEM, 2013.

78 p.

Monografia – Especialização em soldagem – Escola de Engenharia Mauá do Centro Universitário do Instituto Mauá de Tecnologia, São Caetano do Sul, SP, 2013.

Orientador: Prof. Dr. Eng.<sup>o</sup> Louriel O. Vilarinho

I. Mainardi, Maxmilian. II. Instituto Mauá de Tecnologia. III. Pós graduação. IV. Especialização em Soldagem. V. Estudo do efeito do pré-aquecimento na soldagem do aço API5L-X65 sobre a dureza e energia de impacto da junta soldada.

Para minha esposa Maiumi, minha  
grande companheira de jornada...

Para meus filhos Isabella, Marcella e  
Roberto, meus pequenos grandes  
mestres...

## **AGRADECIMENTOS**

À Gerência de Oleodutos pela oportunidade de realização do curso, e pela liberação das atividades quando necessário para realização dos estudos.

À Secretaria de Pós-Graduação do IMT, na pessoa de Margareth Marques, pelo cuidado e paciência, no atendimento e orientação a nós alunos.

Aos colegas de turma pelo apoio mútuo, troca de experiências, e senso de humor sadio, ao longo de todo o curso, em especial a Etiene Carlos Tergolino, Sergio Oliveira, Antonio Begio e Salvador Pimenta.

Ao colega Osvaldo Luis Bertante, pelo apoio na execução do trabalho experimental e disposição amistosa em dividir sua grande experiência teórica e prática no campo da metalurgia e soldagem.

Agradeço ao CREDUTO – Centro de Reparo de Dutos, nas pessoas de Siniti Nagamine, Jose Benedito Mendonça, Hiran Franco do Lago, Nedo Luiz de Oliveira Jr., Marco Antonio de Araújo, Valker, Leônidas e Daniel, sem os quais o trabalho experimental seria impossível.

Agradeço ao Professor Louriel O. Vilarinho, não apenas pela orientação deste trabalho, mas principalmente pelo caráter humano e acessível, dentro e fora de sala de aula.

## RESUMO

Este trabalho estuda a evolução dos aços API5L para construção de dutos, o refino de grão atingido pelo processo de laminação, assim como o incremento das propriedades mecânicas resistência e tenacidade resultante, e os cuidados exigidos para preservação das propriedades do metal base citadas na junta soldada. Para avaliação experimental, foi proposto o estudo do efeito do pré-aquecimento na soldagem de dutos, assim foram executadas duas peças teste em aço API5L-X65, com a raiz realizada pelo processo GTAW e enchimento pelo processo SMAW. Variou-se a soldagem das peças-teste em dois níveis de pré-aquecimento, mantendo-se os demais parâmetros fixos, visando o atendimento aos limites de dureza e mínima energia de impacto Charpy especificados pela norma Petrobras N-464. As soldas resultantes foram ensaiadas à tração, perfil de dureza e energia de impacto “Charpy” para avaliação da influência do pré-aquecimento sobre as propriedades mecânicas da junta, e quanto ao atendimento à norma citada. Não foi observada diferença significativa entre as propriedades mecânicas obtidas nas condições de soldagem com e sem pré-aquecimento, principalmente em função do ciclo térmico utilizado.

Palavras-chave: Soldagem, dutos, tamanho de grão, aços microligados, hidrogênio, dureza, energia de impacto, Charpy, trincamento, API5L, SMAW, GTAW.

## **ABSTRACT**

This work investigates the evolution of API5L steel for pipeline construction and grain refinement achieved by laminating process, as well the increase in mechanical resistance and tenacity due the grain refining, and the care required to preserve the properties of the base metal in the welded joint. For experimental evaluation, it is proposed to study the effect of pre-heating in welding of pipelines, through the welding of two test parts in API5L-X65 steel, with the root pass performed by GTAW process and filling pass carried out by SMAW process. Two different levels of pre-heating were used, while all other parameters were fixed in order to meet the hardness limits and minimum Charpy impact energy, which are specified by the Petrobras N-464 standard. The resulting welds were tested to mechanical testing (tension), hardness and "Charpy" impact energy, in order to assess the influence of the pre-heating on the variation of the welded joints mechanical properties, as well as the limits from the mentioned standard. No significance difference was observed for the measured mechanical properties when welding both with and without preheating, mainly because of the employed thermal cycle.

**Keywords:** Welding, pipelines, grain size, microalloyed steels, hydrogen, hardness, impact energy, Charpy, HIC cracking, API 5L, GTAW, SMAW.

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 -	Terminal e dutos operados pela TRANSPETRO.	16
Figura 2 -	Desenvolvimento dos aços para tubos API.	25
Figura 3 -	Processo Termo Mecânico Controlado.	26
Figura 4 -	Processo de conformação dos tubos.	28
Figura 5 -	Evolução da soldabilidade dos aços API.	32
Figura 6 -	Diagrama esquemático de sub-zonas da ZTA de um aço com 0.15%C.....	34
Figura 7 -	Regiões da ZTA em soldas multipasse.	35
Figura 8 -	Soldagem com arame tubular auto protegido.	41
Figura 9 -	Perfil de durezas para qualificação de soldagem de dutos.	49
Figura 10 -	Pré-aquecimento em função da espessura, carbono equivalente e energia de soldagem.....	50
Figura 11 -	Fabricação de uma peça teste.	52
Figura 12 -	Croqui da geometria da junta com seqüência de passes adotada.	54
Figura 13 -	Fonte de soldagem utilizada.	58
Figura 14 -	Peça-teste acabada para confecção de corpos de prova.	59
Figura 15 -	Perfil de medição de durezas proposto.	60
Figura 16 -	Posição do C.P para ensaio Charpy-V do M.Solda.	61
Figura 17 -	Posição do C.P para ensaio Charpy-V da ZTA.	61
Figura 18 -	Aspecto do C.P para ensaio de tração.	62
Figura 19 -	Macrografia da peça teste sem pré-aquecimento.	63
Figura 20 -	Macrografia da peça teste com pré-aquecimento de 150°C	63
Figura 21 -	Perfil de dureza obtido sem pré-aquecimento.	64
Figura 22 -	Perfil de dureza obtido com pré-aquecimento de 150°C.	64
Figura 23 -	Corpo de prova de tração sem pré-aquecimento, rompido na linha de fusão.....	66
Figura 24 -	Corpo de prova de tração com pré-aquecimento, rompido no metal de base.....	67



## LISTA DE TABELAS

Tabela 1-	Evolução da produção em Barris Por Dia entre os anos de 54 e 59 e índices de crescimento. ....	17
Tabela 2-	Classificação dos tubos de acordo com as principais normas internacionais de fabricação.....	24
Tabela 3-	Comparação entre três processos de soldagem empregados em tubulações.....	38
Tabela 4-	Energias mínimas de impacto “charpy-V”, para qualificação de soldagem de dutos.....	48
Tabela 5-	Máximo conteúdo de hidrogênio em consumíveis, para soldagem sem pré-aquecimento de aços. ....	50
Tabela 6-	Composição química e propriedades mecânicas para o metal de base utilizado.....	53
Tabela 7-	Composição e propriedades mecânicas do consumível E-9010G selecionado.....	55
Tabela 8-	Pré-aquecimentos recomendados, em função do CE e espessuras, para aços C e C-Mn. ....	57
Tabela 9-	Energias Charpy obtidas sem pré-aquecimento.....	65
Tabela 10-	Energias Charpy obtidas com pré-aquecimento de 150°C.....	65
Tabela 11-	Resultado do ensaio de tração da peça teste sem pré-aquecimento.....	66
Tabela 12-	Resultado do ensaio de tração da peça teste com pré-aquecimento de 150°C.....	67

## SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO	13
1.1	Objetivo	13
2.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	
14		
2.	Histórico de Dutos no Brasil	14
2.1.1	Síntese histórica do transporte dutoviário	
14		
2.1.2	Década de 1940: Primórdios dos dutos no Brasil	15
2.1.3	Década de 1950: Expansão dos campos terrestres da Bahia e da rede nacional de oleodutos.....	16
2.1.4	Década de 1960: Primeiros dutos interestaduais	17
2.1.5	Década de 1970: Grandes investimentos em projetos e ampliações.....	18
2.1.6	Década de 1980: Campos maduros impulsionam gasodutos	19
2.1.7	Década de 1990: A década dos grandes polidutos e do gasoduto Brasil/Bolívia.....	20
2.2	Transporte dutoviário	21
2.2.1	Definição	21
2.2.2	Tipos de dutovias	21
2.3	Materiais para Dutos	23
2.3.1.	Vantagens da utilização dos aços de alta resistência em dutos	23
2.3.2.	Aços para construção de dutos	23
2.3.2.1	Fabricação de aços de alta resistência para dutos	25
2.3.2.2	Processo de conformação dos tubos	27
2.4.	Soldagem de Construção de Dutos	29
2.4.1.	Soldabilidade de aços de alta resistência e baixa liga	29
2.4.1.1.	Carbono Equivalente (CE)	30
2.4.2.	Aporte de calor e ciclo térmico	32

2.4.2.1.	Zona termicamente afetada	33
2.4.3.	Efeito de múltiplos passes nas propriedades da junta soldada	35
2.4.4.	Efeito da Composição Química e dos parâmetros de soldagem sobre a microestrutura.....	36
2.4.4.1.	Formação do microconstituente AM e sua influência na tenacidade	37
2.4.5.	Processos de soldagem de dutos	37
2.4.5.1.	Processo de soldagem eletrodo revestido (SMAW)	39
2.4.5.1.1.	Vantagens e desvantagens do processo eletrodo revestido (SMAW).....	40
2.4.5.2.	Processo de soldagem com arame tubular (FCAW)	41
2.4.5.2.1.	Vantagens e desvantagens do processo arame tubular	42
2.4.6.	Funções dos componentes do fluxo do eletrodo	43
2.4.7.	Defeitos comuns na soldagem de dutos	43
2.4.7.1.	Trincamento a frio induzido pelo hidrogênio	44
2.4.7.2.	Fissuração a quente	45
2.4.7.3	Falta de penetração	46
2.4.7.4.	Porosidade	47
2.4.7.5	Inclusões de escória	47
2.4.7.6.	Falta de fusão	47
2.5.	Recomendações Normativas na Soldagem de Dutos	47
2.5.1	Controle da microestrutura frágil na soldagem	48
2.5.2	Controle do aporte de hidrogênio na soldagem	49
2.5.3	Pré-aquecimento na soldagem	50
3.	METODOLOGIA EXPERIMENTAL	51
3.1	Introdução	51
3.2	Peças Teste	52
3.2.1	Material Base	53
3.2.2	Projeto da Junta	53
3.2.3	Processos e consumíveis de soldagem	54
3.2.3.1	Conteúdo de Hidrogênio dos Consumíveis	55
3.2.4	Procedimento de Soldagem Adotado	55
3.2.4.1	Exigência de Pré-Aquecimento	56

3.3	Equipamento de soldagem utilizado	57
3.4	Ensaio Destrutivos	58
3.4.1	Macrografia	59
3.4.2	Perfil de Dureza	59
3.4.3	Energia de impacto “Charpy-V” a 0°C	60
3.4.4	Ensaio de Tração (Temperatura ambiente)	62
4.	RESULTADOS DOS ENSAIOS	63
4.1	Macrografias	63
4.2	Resultados de Dureza	64
4.3	Energias de Impacto Obtidas	65
4.4	Ensaio de Tração	66
4.5	Discussão dos Resultados	68
5. CONCLUSÃO		69
6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS		70
ANEXO A: Especificação de Procedimento de Soldagem (E.P.S) utilizada		72
ANEXO B: Relatório de Macro, Dureza e Tração (Sem Pré-Aquecimento)		73
ANEXO C: Relatório de Macro, Dureza e Tração (Pré-Aquecimento 150°C)		75
ANEXO D: Relatório do Ensaio de Impacto (Charpy-V)		77

## 1.INTRODUÇÃO

O modal dutoviário é reconhecido pela sua alta capacidade e segurança no transporte de grandes quantidades de produtos, entre localidades fixas. Seu investimento inicial é alto, devido ao custo inicial de material e fabricação, mas compensado pelos menores custos de operação e manutenção, quando comparados com outros modais logísticos no mesmo volume movimentado.

No caso de dutos de hidrocarbonetos esta segurança de transporte é essencial, devido ao risco dos produtos inflamáveis contidos, devendo portanto seus materiais possuir, além de resistência mecânica, boa tenacidade para tolerar tanto os defeitos de material, fabricação ou desgaste, como os infligidos acidentalmente por terceiros.

A evolução dos materiais para fabricação de dutos é fruto da combinação do domínio científico da metalurgia das ligas de aço e tecnológico do processo de fabricação das chapas de matéria-prima. As menores espessuras resultantes do projeto com materiais de superior resistência obtidos são importantes para a redução do investimento em material e fabricação, devendo seu comportamento em soldagem ser conhecido, para a preservação destas propriedades estruturais superiores, e maior probabilidade de sucesso do empreendimento de construção e montagem de dutos.

### 1.1 Objetivo

O presente trabalho tem por objetivo estudar a evolução dos materiais para construção de dutos, seus atuais pré-requisitos normativos de resistência, máxima dureza e mínima energia de impacto da junta soldada, assim como a avaliação experimental da influência do pré-aquecimento sobre estas propriedades e a possibilidade de atendimento a estes limites na soldagem do aço API5L-X65.

## **2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **2.1 Histórico de Dutos no Brasil**

#### **2.1.1 Síntese histórica do transporte dutoviário**

Surgido na antiguidade, o transporte por longas distâncias através de dutos inicialmente atendia as necessidades de captação de água potável e de disposição de dejetos dos povoados. Estes “aquedutos” operavam por simples diferença de cotas.

Com a evolução e diversificação da matriz energética, o petróleo passou a assumir papel determinante e a ser movimentado em crescentes volumes, o que no início da exploração de petróleo, a partir de 1859, ocorreu através dos modais ferroviário e marítimo. Com a crescente demanda petrolífera, estes modais atingiram o limite de suas capacidades, surgindo então a proposta de transporte de hidrocarbonetos através de tubulações, como já era realizado com a rede de saneamento básico. Foi criado assim o primeiro oleoduto em 1865, nos EUA (BARBOSA, 2012).

Os dutos passaram então a movimentar os hidrocarbonetos líquidos brutos entre os campos de exploração e as estações de refino, e os derivados refinados entre as refinarias e bases de abastecimento, surgindo assim a moderna rede de “oleodutos” (FRANCISCO, 2008).

A história oficial dos oleodutos no Brasil teve seu início com a criação do Conselho Nacional do Petróleo – CNP, em 1938 (DEL 395/1938). Após a criação do CNP a atividade petrolífera no país teve o seu primeiro impulso, sendo declarada de utilidade pública e regulando-se a importação, a exportação, o transporte e a construção de oleodutos, a distribuição e a comercialização de petróleo e seus derivados no território nacional, bem como a indústria de refino (FRANCISCO, 2008).

Com o crescimento do consumo de energia novas fontes de óleo e gás passaram a ser exploradas, frequentemente em regiões remotas e com condições climáticas adversas. A necessidade de se transportar economicamente quantidades crescentes destes recursos tornou comum a utilização de dutos de grandes diâmetros e espessuras de paredes grossas, operando sob altas pressões. Isto levou a um aumento de demanda por aços estruturais de alta resistência e boa tenacidade a baixas temperaturas, tais como os aços ARBL de classificação API (FRANCISCO, 2008).

### 2.1.2 Década de 1940: Primórdios dos dutos no Brasil

No Brasil, o transporte dutoviário, teve seu início no ano de 1942, mais precisamente no estado da Bahia, consistia de uma linha com diâmetro de apenas 2 polegadas, e 1km de extensão, ligando a Refinaria de Aratu ao Porto de Santa Luzia (BARBOSA, 2012).

A idéia de ligar Santos à São Paulo através de dutos é anterior à criação do CNP, pois vários projetos haviam sido propostos entre 1926 e 1933, entretanto não foram aprovados. Assim, em 23/01/46 foi criada a Comissão de Estudos sobre Oleodutos sob presidência do tenente-coronel Arthur Levy, tendo por objeto analisar o anteprojeto dos Oleodutos entre Santos e São Paulo com possibilidade de seguir até Campinas. O anteprojeto aprovado pelo CNP consistia de 2 linhas de 10", para derivados claros e uma de 18" para óleo combustível (escuros), podendo alcançar uma vazão de 60.000 BDP de claros e 30.000 BPD de escuros. O projeto de sua extensão para Campinas foi adiada até que alcançasse um consumo mínimo de 6.000 BPD (VILELA, 2009).

A concessão para construção dos oleodutos foi dada à Estrada de Ferro Santos-Jundiaí (EFSJ), através da Resolução CNP-nº 7 de 17/08/48, a qual já transportava cerca de 80% dos produtos de petróleo entre Santos e o Planalto, através de sua linha férrea. A execução do projeto de engenharia foi da firma Williams Brothers Co. e custou na época US\$ 50.000, sendo US\$ 40.000 referentes ao projeto, e US\$ 10.000 pela compra e expedição do material .

O traçado do oleoduto Santos - São Paulo (OSSP), embora considerado de pequena extensão (50km), representou um grande desafio na época, pois além do trecho pantanoso entre Santos e Cubatão, enfrentou pela primeira vez a subida da Serra do Mar - um desnível de 750m em apenas 1,5 km, vencido através de tubulações aéreas apoiadas em maciços ancorados na encosta da serra. Esta obra tem sido usada como referência de engenharia até os dias de hoje (VILELA, 2009). Em 1974 as instalações, então pertencentes à RFFSA, foram incorporadas à PETROBRAS.

### 2.1.3 Década de 1950: Expansão dos campos terrestres da Bahia e da rede nacional de oleodutos

A partir da criação da PETROBRAS (lei 2004 de 02/10/53), o transporte por dutos (Figura 1) foi intensificado com a construção dos oleodutos na Região de Produção da Bahia (RPBa), necessários ao escoamento dos novos campos de petróleo terrestres descobertos, tanto para abastecer a refinaria de Mataripe como para escoar o excedente da produção de óleo para o Terminal Marítimo Almirante Alves Câmara (TEMADRE) (FRANCISCO, 2008).



Figura 1 – Terminal e dutos operados pela TRANSPETRO

A produção de óleo nos primeiros anos após a criação da PETROBRÁS experimentou índices expressivos de crescimento, dificultando o dimensionamento da nascente rede de oleodutos.

A evolução da produção entre os anos de 54 e 59, bem como os índices de crescimento são apresentados na Tabela 1.



Tabela 1 – Evolução da produção em Barris Por Dia entre os anos de 54 e 59 e índices de crescimento (VILELA, 2009)

ANO	PRODUÇÃO MÉDIA (BPD)	ÍNDICE DE CRESCIMENTO (%)
1954	2.720	---
1955	5.540	104
1956	11.120	100
1957	27.688	149
1958	51.843	87
1959	64.630	25

Ainda em 1954, o CNP (OS nº 1/54) criou a "Comissão da Rede Nacional de Oleodutos" - CRENO - com a finalidade, entre outras, de realizar estudos técnicos e econômicos para a organização da Rede Nacional de Oleodutos.

Os estudos da CRENO sugeriam a construção dos seguintes oleodutos (FRANCISCO, 2008):

- OL-1: Oleoduto Santos/São Paulo), com prolongamento até Campinas e ramais para Ribeirão Preto, Uberaba e Goiânia;
- OL-2: Oleoduto Paranaguá/Curitiba, com prolongamento a Guarapuava, Foz do Iguaçu e Assunção;
- OL-3: Rio de Janeiro/Juiz de Fora, com prolongamento até Belo Horizonte;
- OL-4: Torres/Porto Alegre, com prolongamento a Santa Maria e Uruguaiana;
- OL-5: Salvador-Mataripe com prolongamento a Feira de Santana, Juazeiro, Paraguaçu, Lençóis e Barreiras;
- OL-6: Porto de Itaquí/Teresina.

#### 2.1.4 Década de 1960: Primeiros dutos interestaduais

Logo no início desta década entrou em funcionamento o Terminal da Guanabara (TORGUÁ) construído para atender o suprimento de petróleo e escoamento dos derivados da Refinaria Duque de Caxias (REDUC). Entre o TORGUÁ e a REDUC foi

construída uma tubulação para petróleo (26"), uma para produtos claros (14") e uma para óleo combustível (14").

Em 1966 começou a funcionar o primeiro duto de grande extensão no País, o Oleoduto Rio/Belo Horizonte (ORBEL), transferindo produtos refinados provenientes da Refinaria Duque de Caxias (REDUC) para Belo Horizonte, com diâmetro de 18" e 365 km de extensão.

Com a entrada em operação da Refinaria Gabriel Passos (REGAP), na grande Belo Horizonte, em 1968, o oleoduto passou a desempenhar a função original, ou seja, atender o abastecimento daquela refinaria com petróleo recebido do TORGUÁ. O ORBEL foi um grande centro de treinamento em construção de oleodutos para a PETROBRAS (FRANCISCO, 2008).

Em 1968 começaram a operar dois novos oleodutos de petróleo: um ligando o Terminal Marítimo Almirante Soares Dutra (TEDUT) à Refinaria Alberto Pasqualini (REFAP), Rio Grande do Sul (16" e 98 km), e o segundo destinado ao abastecimento de petróleo da Refinaria Presidente Bernardes (RPBC) através do Terminal Marítimo Almirante Barroso (TEBAR) no estado de São Paulo, com 24" e 123 km. Com a operação do TEBAR e do oleoduto São Sebastião-Cubatão (OSBAT), a RPBC deixou de ser abastecida através do Porto de Santos (FRANCISCO, 2008).

### 2.1.5 Década de 1970: Grandes investimentos em projetos e ampliações

A década de 70 caracteriza-se pela execução de importantes obras na área de terminais e dutos, entre as quais se destacam: a ampliação do Terminal de São Sebastião (TEBAR) e a construção do oleoduto São Sebastião/Paulínia (OSPLAN), oleodutos Paulínia/Barueri (OPASA), São Sebastião/Guararema/São José dos Campos (OSVAT) e o oleoduto Rio de Janeiro/ Baía de Ilha Grande (ORBIG), com diâmetro de 40" e extensão de 125 km.

O primeiro gasoduto interestadual brasileiro entrou em operação em 1974, ligando os estados de Sergipe e Bahia. O GASEB, como foi denominado, tem seu ponto inicial na Estação de Compressores de Atalaia Velha, em Sergipe, e seu ponto final no Campo

de Catu, conectando-se ao sistema de gasodutos do Recôncavo Baiano. A sua extensão é de 235 km, o diâmetro de 14", com capacidade inicial de transferência de 1.500.000 m<sup>3</sup>/dia.

Em 1977 entrou em operação o maior terminal marítimo da PETROBRAS: o Terminal da Baía da Ilha Grande (TEBIG), situado em Angra dos Reis/RJ. Neste Terminal, capaz de receber navios de até 400.000 tpb (toneladas de porte bruto), a ligação do píer com a área de tancagem acontece através de 3 linhas com 42", numa extensão de 4,6 km (FRANCISCO, 2008).

#### 2.1.6 Década de 1980: Campos maduros impulsionam gasodutos

O amadurecimento dos campos de exploração, com o incremento do gás natural associado extraído, caracterizou a década de 1980 pela construção de um grande número de gasodutos, principalmente nas bacias do Espírito Santo e de Campos, no litoral do Rio de Janeiro.

No Espírito Santo foram construídos os seguintes gasodutos, entre 1981 e 1984:

- Lagoa Parda/Aracruz/Vitória (8" - 55 km);
- Fazenda do Cedro/ Lagoa Parda (6" - 72 km).

No Rio de Janeiro foram concluídos os seguintes gasodutos em 1982:

- Praia do Furado/Cabiúnas (18" - 70 km);
- Cabiúnas/REDUC (16" - 178 km),

A PETROBRAS construiu ainda diversos ramais para fornecimento à várias indústrias, entre elas a CSN, Valesul, Refinaria do Sal e Pirahy. Estas linhas foram posteriormente transferidas para a nova companhia de gás do Rio de Janeiro - RIOGAS (FRANCISCO, 2008).

### 2.1.7 Década de 1990: A década dos grandes polidutos e do gasoduto Brasil/Bolívia

Nesta década foram construídos modernos polidutos de derivados, a partir das Refinarias RLAM (S. Fco. Do Conde/BA), REPAR (Araucária/PR) e REPLAN (Paulínia/SP), em direção a grandes centros consumidores, tais como:

- Madre de Deus/Jequié/Itabuna (ORSUB) numa extensão de 325 km e diâmetros de 10" e 8";
- Araucária/Itajaí/Florianópolis (OPASC) com 263 km, e diâmetros de 10" e 8";
- Paulínia/Goiânia/Brasília (OSBRA) com 955 km, e diâmetros de 20" e 12".

Esses polidutos são assim chamados por transferir os produtos claros (frações do GLP a Diesel), em bateladas linearmente sequenciais, as quais são separadas nos terminais de destino, em operação conhecida como “corte” de batelada.

Uma importante linha, iniciando a transferência de produtos químicos (eteno) a grandes distâncias, foi construída entre a Bahia e Alagoas com 490 km de distância e 8" de diâmetro. Esta linha foi pioneira no emprego de uma nova técnica construtiva no Brasil, na execução da travessia de 2 km de extensão do Rio São Francisco: o emprego do furo direcional, permitindo perfuração horizontal guiada (VILELA, 2009).

Em 1992, teve início a produção e o escoamento do Campo de Merluza, na Bacia de Santos, passando pela RPBC em Cubatão (16" e 28 km) e daí até a RECAP em Mauá/SP (12" e 35 km), integrando-se assim ao sistema de suprimento de gás para a Grande São Paulo (FRANCISCO, 2008).

No final de 1996, entrou em operação o gasoduto Rio de Janeiro/Belo Horizonte (GASBEL), com 18", permitindo a chegada do gás natural produzido na Bacia de Campos, ao estado de Minas Gerais.

No ano de 1998, acontece a construção de um gasoduto de grande importância: o gasoduto Brasil/Bolívia, cujo trecho Santa Cruz de La Sierra/ Paulínia, com diâmetro de 32" e aproximadamente 2.000 km, prolonga-se até Porto Alegre/RS atravessando os estados do Paraná e Santa Catarina (VILELA, 2009).

## 2.2 Transporte dutoviário

### 2.2.1 Definição

O transporte dutoviário é o modo de transporte que utiliza um sistema de dutos (tubos interligados, previamente preparados para determinado tipo de transporte), formando uma linha chamada de dutovia ou via composta por dutos onde se movimentam produtos de um ponto a outro. O transporte de cargas neste modal ocorre no interior de uma linha de tubos ou duto, e a movimentação dos produtos se dá por bombeio ou arraste destes por meio de um fluido transportador (minerodutos) (FRANCISCO, 2008).

Os elementos que constituem uma dutovia são: os terminais, contendo a tancagem de armazenamento, as bombas e caldeiras de aquecimento; e as tubulações, válvulas e outros acessórios destas.

### 2.2.2 Tipos de dutovias

Assim como outros modais de transporte, o dutoviário possui suas características particulares. O transporte dutoviário pode ser classificado em:

- **Submarino;**
- **Terrestre.**

No modo **submarino**, a maior parte da tubulação está submersa e apoiada no leito marítimo, sendo geralmente utilizada para o transporte da produção de petróleo das plataformas “off-shore”, para as refinarias ou terminais de estocagem situados em terra.

Também são utilizadas para atravessar baías ou canais de acesso a portos.

Os **terrestres** operam em terra e se subdividem em:

- **Subterrâneos,**
- **Aéreos.**

Os **subterrâneos** são os dutos enterrados de forma a serem mais protegidos contra intempéries e acidentes provocados por veículos ou máquinas agrícolas, e também contra a curiosidade e vandalismo. Os dutos enterrados estão mais seguros em caso de rupturas ou vazamentos do material transportado, devido à camada de solo de cobertura de aproximadamente 1,5m que os envolve (FRANCISCO, 2008).

Os **aéreos** são dutos visíveis acima do solo, necessários para vencer grandes vales, cursos d'água, pântanos ou terrenos muito acidentados. Normalmente são sustentados por estruturas externas auxiliares.

Segundo o produto transportado, as dutovias podem ser classificadas em:

- **Oleodutos**, onde os produtos transportados são petróleo, óleo combustível, gasolina, diesel, álcool, GLP, querosene, nafta, e outros;
- **Gasodutos**, onde o produto transportado é o gás natural. O Gasoduto Brasil-Bolívia, com 3.150 Km de extensão, é um dos maiores do mundo;
- **Minerodutos**, onde os produtos transportados são normalmente sal-gema, minério de ferro ou outros sólidos a granel, transportados por fluxo de água em regime de "leito fluidizado".

## 2.3 Materiais para Dutos

O material de primeira escolha para dutos continua sendo o aço carbono. Isto ocorre devido ao menor custo e grande disponibilidade do material, aliado a sua boa tenacidade e soldabilidade. Este material evolui ao longo da história, seguindo a trilha do refino metalúrgico e refino de grão, o que proporcionou aumento da resistência mecânica aliado à melhoria da energia de impacto em baixas temperaturas, sem prejuízo à soldabilidade.

### 2.3.1. Vantagens da utilização dos aços de alta resistência em dutos

A primeira linha dutoviária que empregou aço X80 foi o Gasoduto Werne - Schlüchtern na Alemanha, com 250 km de extensão, em 1992. O peso total de aço X80 utilizado na obra foi de 145.000 toneladas, permitindo uma redução de 20.000 toneladas comparados com tubos tipo X70. Isto ocorre por causa da redução da espessura de projeto admitida pelo aço X80, caindo de 20,8 mm para 18,3 mm.

A principal vantagem da utilização de dutos com graus elevados de resistência mecânica é a redução do custo total de material. Esta redução se baseia na premissa de que ao aumentar o limite de escoamento do material, a espessura de parede requerida para resistir às pressões internas (ou externas no caso de águas profundas) é reduzida, além disso, espessuras de parede finas requerem uma quantidade menor de metal de solda, reduzindo os custos dos consumíveis de soldagem (PINTO, 2006).

Alternativamente, se grandes espessuras de parede forem mantidas, os dutos fabricados com estes aços podem receber maiores pressões de trabalho. Com maiores pressões, é possível diminuir o número de estações de bombeio (oleodutos) ou estações de compressão (gasodutos) ao longo do duto, ou seja, um menor investimento para a mesma capacidade de produção (BOTT, 2005).

### 2.3.2. Aços para construção de dutos

Na Tabela 2 é apresentada a classificação dos aços mais utilizados para a construção de dutos.

Tabela 2 – Classificação dos tubos de acordo com as principais normas internacionais de fabricação (FEDELE, 2002 apud PINTO, 2006)

Classificação do aço			LE	LR	Alongamento
API 5L	EN 10208-2	DIN 17172	(mínimo) (N/mm <sup>2</sup> )	(mínimo) (N/mm <sup>2</sup> )	(%)
A			207	331	28
L210			210	320	26
StE 2107			210	320	26
B			241	413	23
L245MB			245	415	22
StE 2407			240	370	24
X42			289	313	23
L290MB			290	415	21
StE 2907 ( TM )			290	420	23
X46			317	434	22
L320MB			320	460	21
StE 3207( TM )			320	460	21
X52			358	455	21
L360MB			360	460	20
StE 3807( TM )			380	510	20
X56			386	489	20
L385MB			385	530	19
StE 3807( TM )			385	530	19
X60			413	517	19
L415MB			415	520	18
StE 3207( TM )			415	550	18
X65			448	530	18
L450MB			450	535	18
StE 4407( TM )			445	560	18
X70			482	565	18
L485MB			485	570	18
StE 4807( TM )			480	600	18
X80			550	620	18
L555MB			555	625	18
StE 5507( TM )			550	690	18

Geralmente os materiais selecionados para construção de tubulações atendem aos requisitos das normas API 5L, DIN 17172, ou EN 10208-2. No Brasil foi popularizada a adoção do aço API 5L. Essas normas classificam os diferentes tubos em subgrupos, de acordo com a resistência mecânica, facilitando a seleção do material e adequando para cada tipo de aplicação. No caso de tubos API 5L, os dois últimos algarismos de sua denominação representam a tensão mínima de escoamento do material em ksi ( $10^3$  lbf/pol<sup>2</sup>).



### 2.3.2.1 Fabricação de aços de alta resistência para dutos

Até os anos 70 (Figura 2), os aços de alta resistência eram produzidos pelo processo de laminação a quente, seguida de uma normalização visando obter uma microestrutura composta de finas lamelas de ferrita, perlita e grãos maiores de ferrita (tamanho de grão ASTM 7-8). Nos anos 70, este processo foi modificado para operações de conformação termomecânica, permitindo a produção de aços X-70, com reduzidos teores de carbono, com adições dos elementos de liga nióbio e vanádio. A microestrutura passou a apresentar maior uniformidade e com grãos mais refinados de ferrita (ASTM 10-11) (PINTO, 2006).

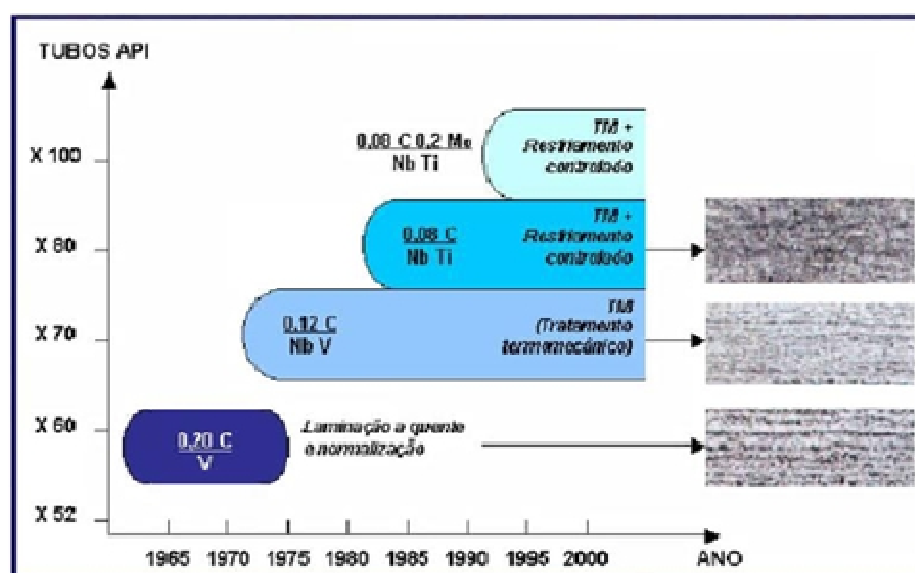


Figura 2 – Desenvolvimento dos aços para tubos API (SILVA, 2012)

Esta tecnologia foi aperfeiçoada nos anos 80, com a introdução do processo de resfriamento acelerado, juntamente com o conceito de laminação a quente. Foi então possível, produzir um aço X80 com teores de carbono ainda mais reduzidos, melhorando sua soldabilidade. Neste caso a microestrutura apresentava-se mais refinada, do tipo ferrítica-bainítica.

O refino de grão configura-se como o principal fator de ganho de resistência mecânica dos aços de grau X80 e superiores disponíveis atualmente no mercado, mecanismo esse que associa o ganho de resistência a maior tenacidade.

No Brasil estão disponíveis em larga escala aços até tipo X70. No entanto, devido às limitações dos equipamentos de fabricação para atingir uma velocidade de resfriamento necessária para a produção de aços com grãos tão finos, foi fabricado o aço da classe API X80 com composição química diferenciada para que se atingissem os requisitos mínimos de resistência mecânica para este grau. Para isso foram adicionados elementos de liga tais como o nióbio, cromo, vanádio e molibdênio. Estes elementos têm o objetivo de aumentar a resistência mecânica por precipitação, inibir o crescimento de grão austenítico durante o reaquecimento das chapas, retardar a recuperação e recristalização dos grãos austeníticos deformados, além de atrasar a transformação da austenita em ferrita. Outros elementos como alumínio tem sido empregados para produzir combinações e melhorar a resistência e tenacidade. A fabricação das chapas de aço para tubos ocorre assim pelo Processo Termo-Mecânico Controlado, ou TMCP (Thermomechanic Controlled Process), que é mostrado de forma esquemática na Figura 3. O TMCP ocorre em três fases principais:

- A. Laminação na fase de recristalização da austenita;
- B. Laminação na fase de não recristalização da austenita;
- C. Acabamento na fase austenita mais ferrita.

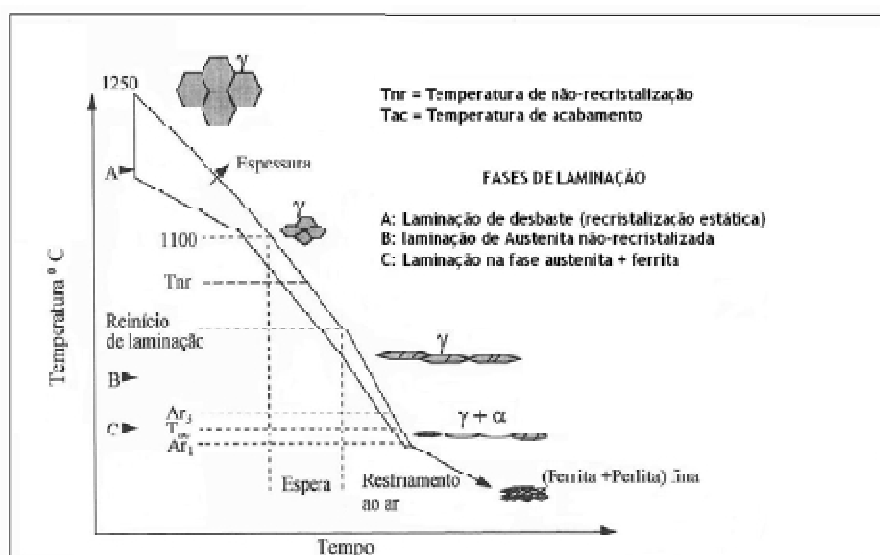


Figura 3 – Processo Termo Mecânico Controlado (TENARIS-CONFAB, 2013)

A laminação inicia-se a 1250°C, na fase A, micro-estruturalmente, a cada passe da chapa pelo laminador, a austenita se deforma, alongando-se. Como as temperaturas

são muito altas, rapidamente novos grãos de austenita poligonal nucleiam e crescem nos contornos da austenita deformada, tendo um tamanho menor que os grãos originais. Ocorrem passes sucessivos, até que se inicie a recristalização estática, ou seja, os novos grãos de austenita após deformação e recristalização, têm o mesmo tamanho dos antigos. Isto ocorre quando o material tem grãos em torno de 20 a 40 $\mu$ m.

A fase B do TMCP ocorre na faixa de temperaturas de não recristalização da austenita ( $T_{nr}$ ) - abaixo de 1050°C. Ou seja, a cada passe de laminação, a austenita se deforma, mas não ocorre recristalização nos contornos de grão. Assim aumenta a relação área/volume (**Sv**) da austenita. Nesta etapa, consegue-se uma redução de grão em torno de 60 a 80%.

A fase C se inicia abaixo da temperatura de acabamento ( $T_{ac}$ ), próximo à temperatura de transformação austenita + ferrita ( $Ar_3$ ). Inicia-se o resfriamento da chapa com chuveiro de água e, ao atingir  $Ar_3$ , a ferrita nucleia nos contornos da austenita deformada. Quanto maior tiver sido a redução dos grãos austeníticos em B, maior será Sv e, portanto, haverá mais sítios de nucleação de ferrita, gerando uma granulometria mais fina. Após a formação dos grãos ferríticos, interrompe-se o resfriamento à água e a chapa resfria ao ar.

A microestrutura resultante deste processo é predominantemente Ferrita + Bainita, com dispersão fina do micro-constituente AM (martensita com austenita retida), podendo conter uma pequena quantidade de perlita. O tamanho de grão médio é da ordem de 10  $\mu$ m.

As condições de transformação de fases são fortemente influenciadas pelo estado da austenita prévia e a evolução dos grãos austeníticos durante o processo de resfriamento. Desta maneira, a microestrutura final e as propriedades mecânicas são determinadas pelo estado inicial da austenita e pelas condições de resfriamento (PINTO, 2006).

#### 2.3.2.2. Processo de conformação dos tubos

Este processo é denominado U-O-E e se inicia com uma inspeção das chapas com a finalidade de detectar possíveis macro-defeitos e prevenir a formação de trincas

longitudinais, então as bordas da chapa são previamente usinadas na geometria longitudinal.

O processo U-O-E está esquematizado na Figura 4. A primeira etapa de trabalho consiste no dobramento da chapa em formato de “U”, em seguida o “U” é conformado em “O”, depois do trabalho mecânico é necessário uma inspeção. A etapa seguinte é o ponteamento das faces do “O” a fim de evitar a distorção decorrente de contrações e dilatações térmicas, para que não ocorram mudanças no diâmetro durante a soldagem final.

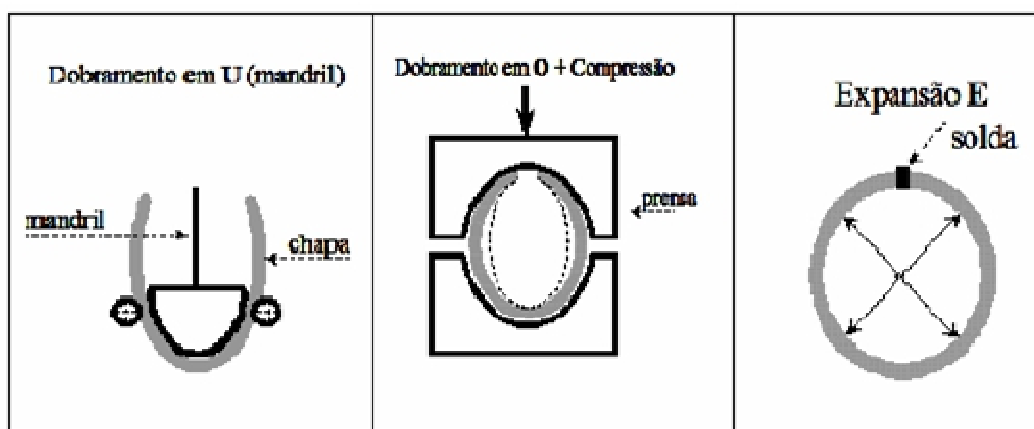


Figura 4 – Processo de conformação dos tubos (TENARIS-CONFAB, 2013)

Outra etapa importante é a soldagem de uma chapa-apêndice em cada extremidade do tubo, onde a solda se iniciará e terminará. Isto é importante, pois o início e o final da solda são as regiões mais susceptíveis à ocorrência de defeitos. Em seguida, as soldas internas e externas são realizadas por arco submerso. Para garantir a ausência de defeitos na junta soldada, são realizados ensaios de ultrassom e radiografia. Em seguida, o tubo é submetido a uma expansão interna “E”, que tem a finalidade de ajustar o seu diâmetro às tolerâncias da norma API 5L. Após isso, o tubo passa por inspeções e teste hidrostático. Novos ensaios não destrutivos são realizados na junta soldada. Finalmente a inspeção dimensional e a pesagem do tubo são realizadas; Comumente, os tubos fabricados pelo processo U-O-E são chamados de tubos de chapa grossa ou tubos SAW (Soldagem a Arco Submerso).

O efeito Bauschinger caracteriza-se quando a tensão necessária para reverter a direção do deslizamento num certo plano de deslizamento é menor do que a necessária para continuar o deslizamento na direção original, ou seja corresponde a

uma direcionalidade de encruamento . Para fins práticos, a diferença na resistência ao escoamento entre a chapa e o tubo acabado, devido ao trabalho mecânico, é igual ao aumento de resistência devido ao encruamento menos o efeito Bauschinger.

No entanto, uma vez que a quantidade de encruamento é muito pequeno no caso dos aços ferríticos-perlíticos para dutos, o efeito da deformação da chapa em tubo é a redução na resistência do tubo. No entanto, nos aços de microestrutura bainítica e de ferrita-acicular, as áreas duras de segunda fase introduzem uma alta densidade de discordâncias, por isso o coeficiente de encruamento é alto e a deformação ocorre acima da resistência ao escoamento da chapa, resultando em acréscimo de resistência mecânica. Assim, os processos de conformação agem sobre as propriedades da chapa original do tubo: em aços de baixa resistência a tensão de escoamento do tubo resultante é menor que a da chapa original. Acontecendo o inverso em chapas de aço de alta resistência. No entanto, em quase todos os aços a tenacidade é reduzida pelo encruamento que estes materiais sofrem durante a conformação (PINTO, 2006).

## 2.4. Soldagem de Construção de Dutos

### 2.4.1. Soldabilidade de aços de alta resistência e baixa liga

O aumento na demanda de energia trouxe a necessidade de tubulações que pudessem operar em condições muito severas como altas pressões, baixas temperaturas e meios agressivos, conseqüentemente, existe também a necessidade que a junta soldada, (metal de solda e ZTA), tenham propriedades mecânicas semelhantes ao metal de base original.

O processo de fabricação dos aços de alta resistência e baixa liga, envolve laminação controlada e adição de elementos de liga cujo principal objetivo é a obtenção de um tamanho de grão fino. O resultado deste processamento pode ser parcialmente destruído durante o processo de soldagem. A soldagem longitudinal realizada durante a fabricação do tubo, geralmente tem as propriedades mecânicas garantidas pelo ajuste adequado dos parâmetros de soldagem, que se torna de mais fácil controle por ser uma operação repetida inúmeras vezes, num ambiente controlado como o de uma indústria. No entanto para a construção e montagem do duto é necessário determinar

cuidadosamente os parâmetros de soldagem, qualificando o procedimento de soldagem previamente, de maneira que a operação de união dos tubos não afete as propriedades mecânicas das juntas circunferenciais resultantes, comprometendo a performance global do futuro duto em operação.

A soldabilidade, neste caso, pode ser definida como uma medida da tolerância do material do tubo em aceitar a união metalúrgica, sob dadas condições de aporte térmico, sem que ocorra trincamento, ou seja produzida uma junta com baixa tenacidade. No entanto é conhecido que o processo de soldagem introduz algum tipo de defeito nas juntas soldadas, mesmo que não detectáveis pelos métodos disponíveis de ensaios não destrutivos.

Em geral um aço apresenta boa soldabilidade se depois de soldado possui boa tenacidade e o metal de solda não se torne frágil. Os fatores mais importantes que influenciam na soldabilidade são:

- As transformações produzidas na ZTA;
- A composição química do metal base e do consumível;
- As tensões residuais geradas durante a soldagem;
- O procedimento de soldagem empregado.

É portanto apropriado caracterizar a soldabilidade de aços para tubos, assim como a resistência da junta soldada à iniciação da propagação de uma trinca pré-existente, levando a fratura sob condições de construção ou operação.

#### 2.4.1.1. Carbono Equivalente (CE)

Um dos critérios mais empregados para estimativa do grau de soldabilidade é a utilização do parâmetro chamado carbono equivalente (CE). Como o carbono é o elemento que mais influencia na temperabilidade e na dureza final do aço, tradicionalmente determina-se o Carbono Equivalente como um índice que permite correlacionar a composição de um aço ligado, com a de um aço carbono puro com tendência semelhante a apresentar estruturas frágeis, quando submetido a um processo de soldagem e resfriamento.

Assim foram empregados esforços para reduzir a quantidade de carbono nos aços, pois essa redução tem um efeito benéfico sobre a soldabilidade e principalmente na tenacidade da junta. Muitas fórmulas de CE foram propostas e encontram-se na literatura, sendo obtidas sob o ponto de vista da temperabilidade do aço (tendência a formar martensita). Duas fórmulas foram sugeridas para o cálculo do CE para os tipos de aços para tubulações, a primeira proposta pelo International Institute of Welding (IIW):

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} (\%) \quad \text{Eq. (01)}$$

Esta fórmula pode ser empregada para aços com conteúdo de carbono superior a 0,18% ou em condições de soldagem que requeiram um esfriamento lento  $\Delta t_{8/5} > 12$  segundos.

Outra fórmula muito empregada foi proposta por Ito e Bessyo, e é conhecida como a fórmula do tipo Pcm, esta fórmula é empregada pelo código estrutural AWS D1.1:2004 para a determinação da temperatura mínima de preaquecimento, sendo essa fórmula também um método para avaliação do potencial do aço para formar trincas por hidrogênio.

$$P_{cm} = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{20} + \frac{Cu}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \quad \text{Eq. (02)}$$

O diagrama mostrado na Figura 5 determina a soldabilidade de diferentes tipos de aços com diferentes teores de elementos de liga, relacionando o CE com a porcentagem de carbono, uma vez que o carbono é o elemento determinante claramente na susceptibilidade a formação de trincas. Podem ser observadas na Figura 5, três regiões ou zonas. Na zona I encontram-se os aços com conteúdo menor de 0,1% de C e sem restrição nenhuma ao CE, pois a dureza da martensita formada não é muito alta, como admite certo nível de tenacidade o risco de ocorrência de trincas é quase improvável, podendo ocorrer apenas na presença de uma porcentagem alta de hidrogênio dentro do cordão de solda.

Na zona II encontram-se aços de baixa liga, mas com um conteúdo de carbono maior que 0,1 %, estes aços podem requerer alguns cuidados, como temperatura de preaquecimento apropriada e tratamentos térmicos após a soldagem. Na zona III, encontram-se os aços com a maior dificuldade para realizar a soldagem devido a seu alto teor de carbono conjugado a alto CE, portanto com uma alta tendência de desenvolver trincas a frio. Para realizar soldas com sucesso nestes aços, deve-se ter um bom controle dos procedimentos de soldagem, como das temperaturas de preaquecimento e pós-soldagem, controle da temperatura entre passes, qualidade dos consumíveis, e aporte térmico. Alguns aços Cr-Mo de baixa liga, aços de alta resistência e baixa liga, e alguns aços produzidos por processamento termomecânico encontram-se neste grupo (FERNANDES, 2011).

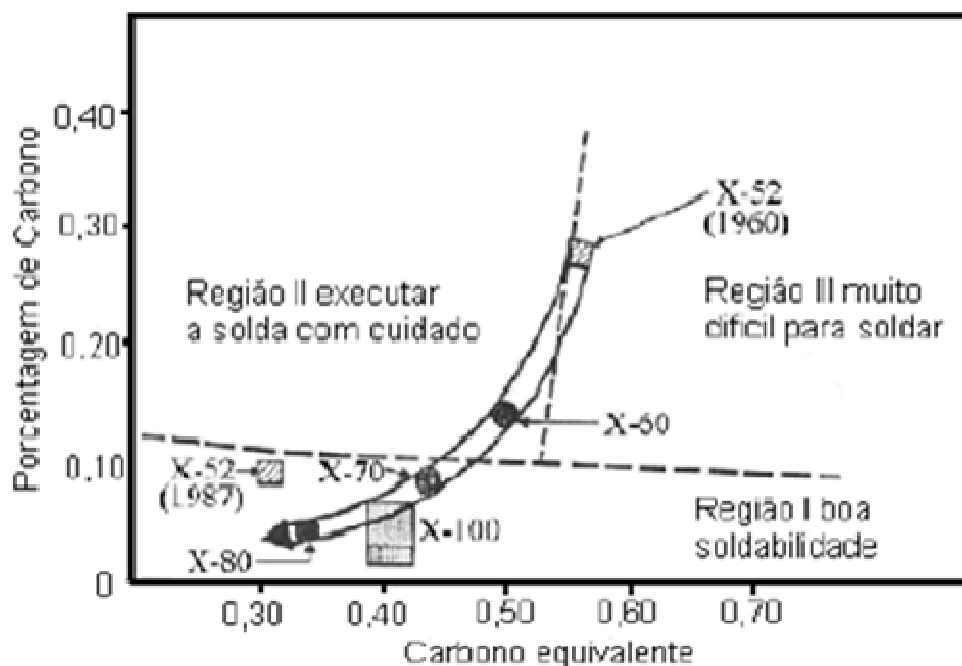


Figura 5 - Evolução da soldabilidade dos aços API (SHIGA, 1981 apud FERNANDES, 2011)

#### 2.4.2. Aporte de calor e ciclo térmico

No processo de soldagem por arco elétrico, a energia produzida no arco é utilizada como fonte de calor para executar a solda. O aporte de calor desenvolvido pelo arco elétrico é expresso em quilojoules por milímetro (KJ/mm), sendo, portanto o parâmetro que incide diretamente sobre o ciclo térmico, calculado pela Equação 3.



$$E = \frac{\eta V I}{v_s} \quad \text{Eq. (03)}$$

Onde:

E, é o Aporte de Calor (J/mm);

V, é a voltagem (volts);

I, é a Corrente (amperes);

Vs, é a velocidade de soldagem (mm/seg).

$\eta$ , é a eficiência do processo empregado (%)

O ciclo térmico aplicado num determinado ponto do material durante um processo de soldagem é caracterizado por um aquecimento até a temperatura de pico, seguido rapidamente de um resfriamento cuja taxa decresce com o tempo. O ciclo térmico influi diretamente nas características microestruturais resultantes da ZTA, sendo determinado pelo tempo acima da temperatura crítica e pela taxa de resfriamento.

#### 2.4.2.1. Zona termicamente afetada

A soldagem afeta uma região do metal de base adjacente à poça de fusão, a qual é submetida a um rápido ciclo térmico de aquecimento e resfriamento o qual pode vir a alterar sua microestrutura, com propriedades mecânicas diversas em relação à zona fundida e o metal de base não alterado. A esta região dá-se o nome de zona termicamente afetada (ZTA) ou zona afetada pelo calor (ZAC) (Figura 6).

A extensão da ZTA depende da geometria da junta, espessura da chapa, propriedades de condutibilidade térmicas do material, temperatura de preaquecimento e principalmente do aporte térmico e respectivos parâmetros de soldagem (PINTO, 2006)

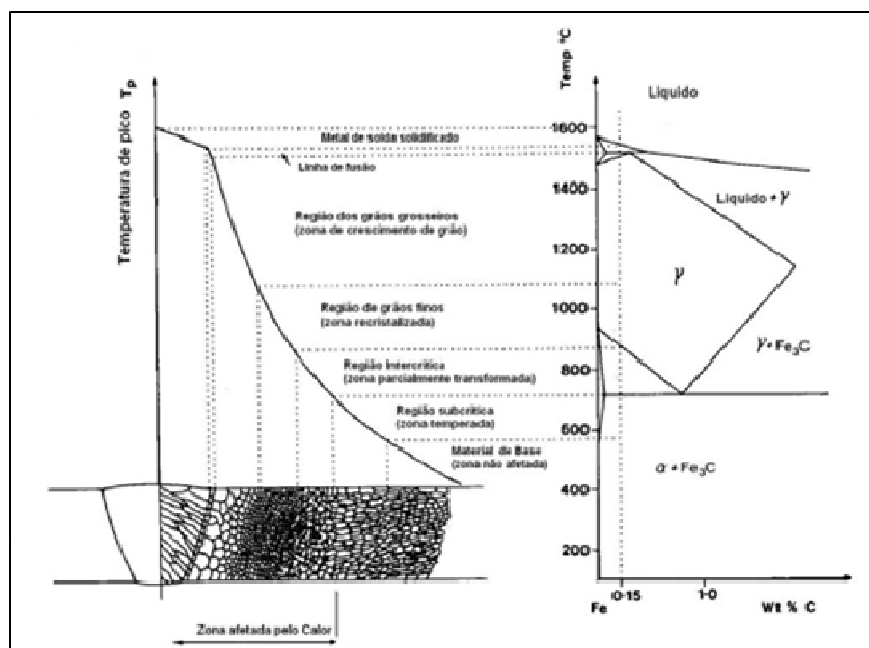


Figura 6 – Diagrama esquemático de sub-zonas da ZTA de um aço com 0.15%C (PINTO, 2006)

A ZTA é facilmente visível nos aços por meio de uma macrografia, sua extensão vai desde a região onde o aço atinge a temperatura de fusão até a distância na qual se atinge a temperatura crítica inferior a  $A_{c1}$  ( $723\text{ }^{\circ}\text{C}$ ). A ZTA é normalmente subdividida em quatro regiões:

- **Região de Grãos Grosseiros (RGG):** Esta região atinge temperaturas de pico entre  $1100^{\circ}\text{C}$  e  $1400^{\circ}\text{C}$  produzindo o crescimento do grão austenítico, resultando na deterioração das propriedades mecânicas. Dependendo da taxa de resfriamento, as fases observadas nesta região incluem ferrita poligonal, ferrita de Widmanstätten, ferrita bainítica, e martensita em ripas. Além disso, as fases enriquecidas em carbono ou fases secundárias podem transformar-se em perlita, carbonetos ou constituinte AM.
- **Região de Grão Finos (RGF):** Esta região é submetida a temperaturas mais baixas, não havendo crescimento de grão austenítico. A grande área de contorno de grão tende a promover a nucleação de ferrita, sendo que a austenita enriquecida remanescente no centro do grão pode transformar-se em perlita.
- **Região Intercrítica (RI):** Durante o resfriamento, a austenita enriquecida em carbono e manganês, poderá transformar-se em uma grande variedade de microestruturas como perlita, bainita superior, martensita auto-revenida ou martensita de alto carbono, dependendo da taxa de resfriamento  $\Delta T_{8/5}$ .

- Região Subcrítica (RS): Embora não pareça ocorrer mudança nas morfologias dos microconstituintes, o efeito combinado do aquecimento e da tensão residual pode causar envelhecimentos dinâmicos, levando a uma fragilização da estrutura.

Tem-se verificado que a fragilidade da ZTA pode ocorrer nas RGG, RI e RS, dependendo do tipo do aço e processo de soldagem. Entretanto para os aços de tubulações, a RGG é a mais importante na redução da tenacidade, entre as demais regiões da ZTA, devido ao crescimento de grão.

#### 2.4.3. Efeito de múltiplos passes nas propriedades da junta soldada

Na soldagem multipasse a situação é mais complexa que a solda de um único passe, devido à transformação parcial da microestrutura da ZTA inicial pelo passe subsequente, isto é cada cordão de solda é tratado termicamente pelo cordão seguinte. O resultado é uma ampla gama de microestruturas, as quais dependem da distância que se encontra aquela região até a zona fundida. A região de grãos grosseiros (RGG) dependendo de sua localização experimenta um ou mais ciclos térmicos, passando a ser, dependendo da temperatura de reaquecimento, região de grãos finos, região intercrítica ou região subcrítica, na Figura 7 mostra-se o efeito das transformações produzidas pela sobreposição de passes.

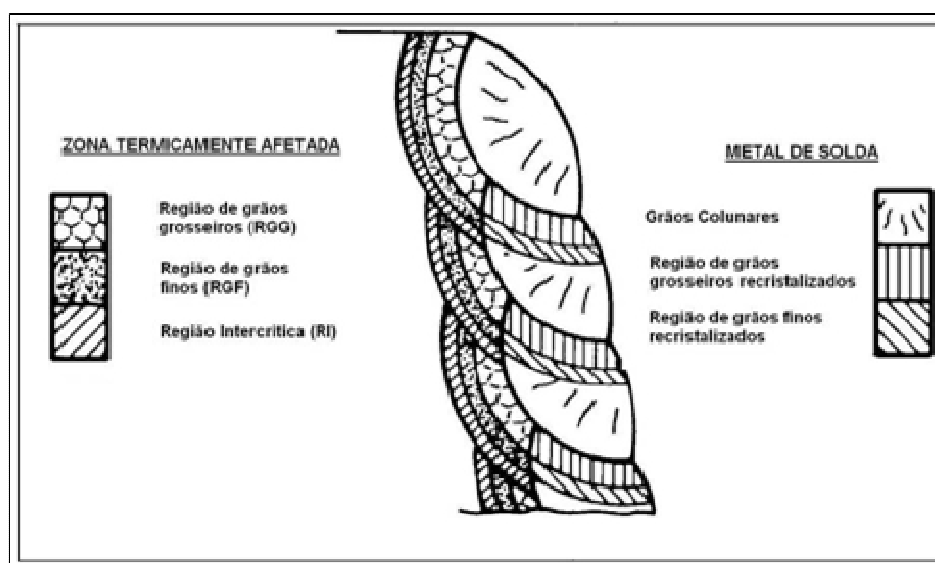


Figura 7 – Regiões da ZTA em soldas multipasse. Fonte: PINTO (2006).

O reaquecimento também refina a microestrutura nas partes adjacentes da zona termicamente afetada. Uma região crítica na qual a tenacidade pode ser desejável é o reforço da solda, por ser a última camada a ser depositada em uma solda multipasse, pode não receber o beneficiamento do tratamento da recristalização. É preciso um planejamento cuidadoso do cordão de reforço para verificar a necessidade de desbaste, tratamento térmico, ou outra técnica que assegure propriedades admissíveis.

#### 2.4.4. Efeito da Composição Química e dos parâmetros de soldagem sobre a microestrutura

A microestrutura do metal de solda é função da taxa de resfriamento e da composição química, desse modo, o procedimento de soldagem pode influenciar de forma determinante a microestrutura obtida. Independentemente do tipo de processo de soldagem, as propriedades mecânicas dos metais de solda estão diretamente relacionadas a sua microestrutura, mais precisamente com os percentuais dos diferentes tipos de microconstituintes presentes nesta região da junta soldada. Os principais microconstituintes de metais de solda de aços ferríticos são:

- Ferrita Acicular (FA), constituído por grãos extremamente finos, que associa uma alta resistência mecânica com boa tenacidade;
- Ferrita Primária (FP), de grãos relativamente grosseiros que pode ser nucleada nos contornos de grão da austenita ou no seu interior e se caracteriza por possuir uma baixa dureza e resistência mecânica;
- Ferrita com Segunda Fase (FS).

Um estudo feito em juntas de aço API 5L X70 empregando arame tubular auto - protegido, mostraram que os cordões de solda apresentaram uma solidificação caracterizada por grãos colunares, típica de processos de soldagem por fusão. A decomposição da austenita primária forma grãos colunares grosseiros, delimitados nas bordas por ferrita em forma de veios no contorno de grão, conhecida como Ferrita de Contorno de Grão (FCG). Também mostraram que a composição principal intragranular é formada por Ferrita Acicular (FA), nucleada principalmente em inclusões, característica da soldagem de aços de alta resistência e baixa liga (PINTO, 2006).

#### 2.4.4.1. Formação do microconstituente AM e sua influência na tenacidade

O constituinte AM consiste de martensita de alto carbono e austenita retida, e costuma aparecer durante a soldagem de aços de alta resistência, sendo quase impossível eliminar sua formação, especialmente quando o aço é soldado com altos aportes de calor. Sua formação também está relacionada com a presença de elementos de liga como C, Si, Mn, Mo, Ni, e com altas taxas de resfriamento após a soldagem.

Em soldas multipasse, ou seja, quando a ZTA de um primeiro passe sofre um segundo ciclo térmico e a temperatura de pico é menor que  $Ac_1$ , a microestrutura chega a ser a mesma do primeiro ciclo térmico. Quando a temperatura de pico é menor que  $Ac_1$  e  $Ac_3$ , ou seja, provocará uma nova região intercrítica, o constituinte A-M forma-se preferencialmente ao longo dos limites de grão da austenita, a qual foi transformada desde uma região rica em carbono, e foi re-austenizada durante o segundo ciclo térmico.

Quando a temperatura de pico do segundo ciclo térmico atinge temperaturas superiores a  $Ac_3$ , a austenita forma-se nas regiões ricas em carbono, para logo o carbono se difundir uniformemente na matriz. Durante o resfriamento, a austenita se transforma em ferrita bainítica e ferrita poligonal, com baixo conteúdo de carbono, ficando retida uma austenita com alto conteúdo de carbono, a qual gerará o constituinte AM frágil. Este fenômeno ocorre nas regiões de grãos finos e grãos grosseiros da ZTA.

A presença do microconstituente AM (austenita – martensita) na junta soldada deteriora as propriedades mecânicas da mesma, concluindo-se que um incremento da fração na percentagem de constituinte AM reduz rapidamente a tenacidade (PINTO, 2006).

#### 2.4.5. Processos de soldagem de dutos

A soldagem de tubulações iniciou-se em 1929 assumindo, porém característica produtiva somente a partir de 1933, quando foi aplicada em construção. A soldagem circunferencial de tubos representa um papel fundamental na montagem de dutos. Entretanto, mesmo considerando toda a experiência já adquirida, a tecnologia de soldagem de tubulações encontra-se em constante desenvolvimento, atualizando-se para atender aos requisitos de soldabilidade de novos materiais e à crescente necessidade de aumento da produtividade (PINTO, 2006).

Os principais processos utilizados na soldagem de tubulações e aceitos pela norma API 1104, são: processo SMAW (Shielded Metal Arc Welding), soldagem com eletrodo revestido; processo GTAW (Gas Tungsten Arc Welding), conhecido como processo TIG; processo GMAW (Gas Metal Arc Welding), comumente conhecido como soldagem MIG/MAG e o processo FCAW (Flux Cored Arc Welding), que é a soldagem com arame tubular.

O método tradicional de soldagem circunferencial de tubos, utilizados para a construção de dutos, é realizada com o processo SMAW utilizando eletrodos revestidos, principalmente por sua versatilidade e baixo investimento inicial. No entanto, com a adoção de aços de alta resistência, a reduzida tenacidade e os elevados teores de hidrogênio no metal depositado por eletrodos revestidos celulósicos, os quais podem chegar a níveis de 50 ml/100g de metal depositado, tendem a reduzir o emprego deste consumível, uma vez que esta combinação poderá, em tese, favorecer a formação de trincas na zona termicamente afetada.

No intuito de reduzir este risco, estão sendo introduzidos processos e consumíveis de soldagem com baixo aporte de hidrogênio. A Tabela 3 apresenta uma comparação entre os três principais processos de soldagem que podem ser empregados na montagem de dutos. Observa-se que o processo de soldagem FCAW possui custo menor de metal depositado e eficiência intermediária entre os outros dois processos, além de oferecer uma fácil automação.

Tabela 3 – Comparação entre três processos de soldagem empregados em tubulações (PINTO, 2006)

PARÂMETROS	SMAW	FCAW-S	GMAW
Ø do Consumível (mm)	3.25	1.2	1.2
Fator de Operação %	25-35	45-55	45-55
Corrente (Amp)	120	210	125
Eficiência %	65	86	96
Polaridade	DC +	DC +	DC +
Taxa de deposição (Kg/hr)	0.29	2.68	1.89
Classe AWS	E7018	E71T-1	ER 70 S-6
Custo do consumível (R\$/Kg)	6.60	9.0	5.94
Custo efetivo do consumível (R\$/Kg)	10.15	10.47	6.06
Custo do gás de proteção (R\$/Kg)	---	---	12
Custo do metal depositado (R\$/kg)	91.03	14.17	18.10
Automação	Difícil	Fácil	Fácil

Em dutos construídos na China, o processo com arame tubular autoprotegido (FCAW-S) foi dominante nas maiores extensões, combinado com eletrodo revestido no passe de raiz. Foram aproximadamente 600.000 juntas em tubos API X65 e X70 soldadas com FCAW-S, algumas destas obras utilizaram tubos API X80 soldadas também com arames tubulares. As altas taxas de deposição, somadas a alimentação automática e dispensa do gás de proteção, têm resultado em significativo aumento da produção e economia (PINTO, 2006).

No Brasil, existem pesquisas avançadas para uso de processos derivados do GMAW, com resultados de sucesso para soldagem sem cobrejunta e de forma automatizada (COSTA; VILARINHO, 2012; ACUÑA et al., 2013).

Neste trabalho se discutem as características de dois processos de soldagem para dutos, um deles tradicional e consagrado (SMAW), e outro, devido a sua produtividade, revela-se como tendência futura de aplicação (FCAW).

#### 2.4.5.1. Processo de soldagem eletrodo revestido (SMAW)

A soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido (Shielded Metal Arc Welding – SMAW), também conhecida como soldagem manual a arco elétrico, é o processo mais empregado entre os vários processos de soldagem. A soldagem é realizada com o calor de um arco elétrico mantido entre a extremidade de um eletrodo metálico revestido e a peça de trabalho. O calor produzido pelo arco funde o metal (alma do eletrodo) e o revestimento. O metal é depositado por meio das gotas ejetadas pelo metal fundido e recebe proteção, além disso, uma camada de escoria é formada pela fusão de componentes do revestimento, o que protege o metal de solda da atmosfera durante a solidificação. As outras funções do revestimento são; proporcionar estabilidade ao arco, controlar a geometria do cordão de solda e adicionar elementos de liga ao metal de solda.

O equipamento utilizado neste processo consiste de uma fonte de energia, cabos de ligação, um porta-eletrodo, um grampo (conector de aterramento) e o eletrodo consumível. O suprimento de energia pode ser tanto em corrente alternada

(transformadores), como corrente contínua (geradores ou retificadores), com eletrodo negativo (polaridade direta), ou corrente contínua com eletrodo positivo (polaridade inversa), dependendo das exigências de serviço, por exemplo:

- Corrente contínua – Polaridade direta (CC-): eletrodo ligado ao pólo negativo. Com essa configuração produz-se uma maior taxa de fusão do eletrodo, associada a uma menor profundidade de penetração;
- Corrente Contínua – Polaridade inversa (CC+): eletrodo positivo e a peça negativa. Com essa configuração, maiores penetrações e menores taxas de fusão do eletrodo são obtidas;
- Corrente Alternada (CA): a polaridade alterna a cada inversão da corrente. Com este tipo de configuração, a geometria do cordão será intermediária a aquela obtida em CC+ e CC- .

#### 2.4.5.1.1. Vantagens e desvantagens do processo eletrodo revestido (SMAW)

São várias as vantagens do processo de soldagem por eletrodos revestidos. É o processo de soldagem a arco mais simples disponível, e também o mais flexível, no sentido que pode ser empregado em qualquer posição de soldagem para quase todas as espessuras de aços carbono e aços liga, desde que selecionado corretamente o consumível e parâmetros de soldagem. Esta versatilidade, aliada à pouca sensibilidade de sua proteção gasosa às condições atmosféricas, faz este processo ainda hoje muito valorizado para serviços de campo, em especial na manutenção.

Suas principais desvantagens são as baixas taxas de deposição em comparação a outros processos, o tempo morto para substituição do eletrodo, e necessidade de remoção de escória entre passes, tornando-o pouco produtivo. Além disso, o uso de eletrodos revestidos requer mais treinamento e habilidades dos soldadores do que os processos de soldagem semi-automáticos e automáticos, pois exige além do movimento de avanço o mergulho simultâneo do eletrodo na poça de fusão, na manutenção do comprimento e tensão do arco elétrico.



#### 2.4.5.2. Processo de soldagem com arame tubular (FCAW)

O processo de soldagem com arame tubular (FCAW) é um processo de soldagem onde a coalescência entre metais é obtida através de arco elétrico entre o eletrodo e a peça a ser soldada (Figura 8). A proteção do arco neste processo é feita pelo fluxo do arame podendo ser ou não, complementada por um gás de proteção. Além da função de proteger o arco elétrico da contaminação pela atmosfera, o fluxo interno do arame pode também atuar como desoxidante através da escória formada, acrescentar elementos de liga ao metal de solda e estabilizar o arco, à semelhança do processo SMAW. A escória formada, além de atuar metalurgicamente por reduzir a velocidade de resfriamento do cordão, protege o metal de solda da oxidação durante a solidificação.

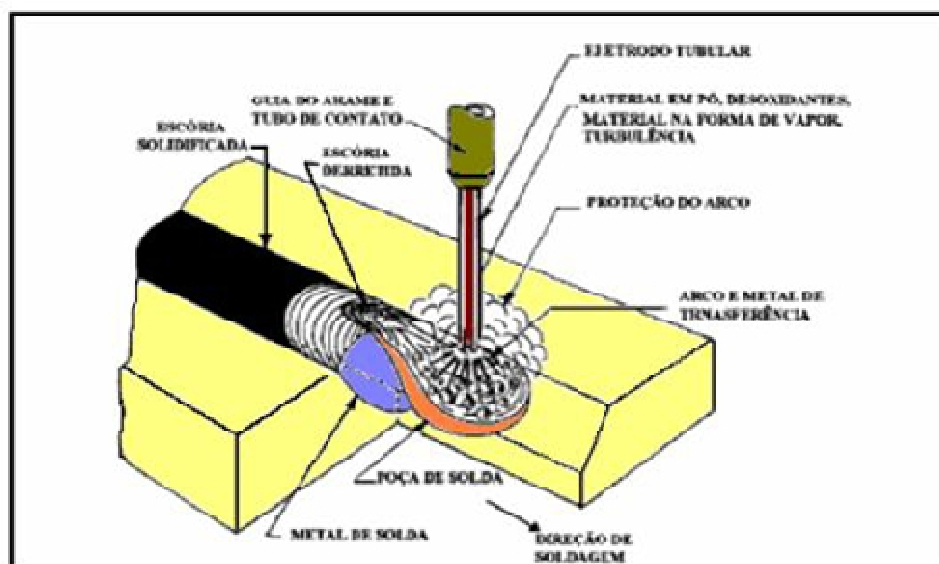


Figura 8 - Soldagem com arame tubular auto protegido (PINTO, 2006)

Este processo alia as vantagens do processo com eletrodo revestido à produtividade de processos de alimentação contínua de eletrodo, como o processo GMAW, diferenciando-se deste último pelo eletrodo, que como o nome indica, consiste de um tubo metálico preenchido por fluxo. A fusão deste fluxo, pela ação do arco elétrico de soldagem, deposita sobre o metal fundido uma fina capa de escória, que protege a poça de fusão de maneira semelhante ao processo por eletrodo revestido. Este fato lhe permite compartilhar um alto ciclo de trabalho e taxa de deposição característica da soldagem GMAW. Por outro lado, através da soldagem com arame tubular, é possível obter a alta versatilidade da soldagem com eletrodos revestidos no ajuste de

composição metalúrgica do metal fundido através dos elementos de liga presentes em seu fluxo interno.

A soldagem FCAW possui duas variantes: o autoprotegido (FCAW-S), e com proteção gasosa auxiliar (FCAW-G). Nos dois casos, a proteção do arco pode suportar os agentes atmosféricos com maior eficiência que outros processos com proteção gasosa, o que constitui uma vantagem na soldagem em campo, quando comparado com o processo GMAW por exemplo (PINTO, 2006). Quanto à sua aplicação, geralmente utiliza-se o processo FCAW-S nas mesmas aplicações em que se optaria por utilizar a soldagem com eletrodo revestido, mas com objetivo de maior produtividade. Quanto ao FCAW-G, utiliza-se mais nas aplicações adequadas ao processo GMAW, mas com proteção adicional da poça de fusão e ainda maior taxa de deposição. Deve-se observar, além das aplicações recomendadas pelos fabricantes dos consumíveis, a existência de restrições nos códigos adotados para a fabricação dos dutos, como a N-133 Petrobras, que permite apenas a variante FCAW-G na soldagem de aços carbono-manganês (C-Mn), caso dos aços API 5L (Petrobras N-133).

#### 2.4.5.2.1. Vantagens e desvantagens do processo arame tubular

O processo FCAW tem alta taxa de deposição e produtividade, quando comparado com eletrodo revestido. Em algumas aplicações, no modo FCAW-S, dispensa gás auxiliar de proteção, o que é vantagem do ponto de vista de logística e custo, assim como na praticidade em campo. A existência de fluxo no processo melhora o refino e desoxidação da poça de fusão, o que melhora a qualidade do metal depositado (PINTO, 2006).

Por outro lado, devido a maior velocidade de deposição e existência de fluxo, a inclusão de escória é um defeito comum, devendo ser administrado. O processo FCAW, pode ser inadequado para solda de raiz, em especial na soldagem fora de posição, exigindo processo auxiliar como os SMAW, GMAW ou GTAW, como previsto na N-133 Petrobras, que não permite seu emprego no passe de raiz e passe quente. (Petrobras - N-133). Na busca por produtividade e menores custos na soldagem de construção de dutos, a adoção do processo FCAW tem crescido, sendo esperado o aumento de sua aplicação também no Brasil, mas o profissional de soldagem deve ter ciência de suas características e limitações, assim como da necessidade de

desenvolvimento prévio e qualificação da mão-de-obra local para o sucesso de sua aplicação em maior escala.

#### 2.4.6. Funções dos componentes do fluxo do eletrodo

A composição do fluxo pode ser variada dependendo das aplicações específicas, de uma forma geral as funções dos componentes do fluxo são:

- Desoxidante e formador de nitretos — como o nitrogênio e o oxigênio podem causar porosidade e fragilidade, são adicionados desoxidantes como o manganês e o silício. No caso de arames tubulares autoprotetidos, são adicionados formadores de nitretos como o alumínio. Ambos auxiliam no refino metalúrgico do metal de solda.
- Formadores de escória — compostos formadores de escória como óxidos de cálcio, potássio, silício, ou sódio, são adicionados para proteger a poça de fusão da atmosfera. A escória ajuda a melhorar o perfil do cordão de solda, e as escórias de rápida solidificação ajudam a aumentar a viscosidade e suportar a poça de fusão na soldagem fora de posição, o que é mais notado no tipo rutílico. A escória também reduz a taxa de resfriamento, ação especialmente importante quando se soldam aços de baixa liga e alta resistência, sensíveis à fissuração à frio.
- Estabilizadores do arco — elementos como o potássio e o sódio auxiliam na obtenção de um arco suave e reduzem a quantidade de respingos.
- Elementos de liga — elementos de liga como o molibdênio, cromo, carbono, manganês, níquel e vanádio são empregados para aumentar a resistência, ductilidade, dureza e a tenacidade do metal de solda.
- Geradores de gases — minerais como a fluorita e o calcário são normalmente usados para formar uma atmosfera protetora nos arames tubulares autoprotetidos.

#### 2.4.7. Defeitos comuns na soldagem de dutos

A seguir se apresentam os principais defeitos que podem ocorrer na soldagem de construção de dutos, assim como suas possíveis soluções.

#### 2.4.7.1. Trincamento a frio induzido pelo hidrogênio

A fissuração por hidrogênio, ou trinca a frio, são descontinuidades que ocorrem algum tempo após a soldagem, o que a torna extremamente crítica, sendo ainda mais perigoso do que a trinca a quente, pois não são detectadas na inspeção imediatamente após a soldagem, exigindo ensaios não destrutivos (END) adicionais entre 12 e 48 horas após a execução da soldagem.

Este tipo de descontinuidade, por ser planar, coloca a integridade de equipamentos e estruturas em risco de fratura catastrófica, especialmente quando o carregamento cíclico é importante. Devido à natureza de sua formação, pode-se passar dias após a soldagem, para que atinjam as dimensões normais de detecção, o que é uma dificuldade adicional. As trincas a frio ou fissurações a frio, normalmente aparecem na ZTA, podendo também ocorrer na linha de fusão, sendo consequência da ação simultânea de quatro fatores:

- Presença de Hidrogênio dissolvido no metal fundido.
- Tensões residuais associadas à soldagem.
- Microestruturas frágeis.
- Temperaturas abaixo de 150 °C.

As principais fontes de hidrogênio em soldagem são: umidade e compostos hidrogenados presentes no fluxo ou revestimento, presença de resíduos e lubrificantes nas superfícies do eletrodo e peça, ou condições atmosféricas impróprias durante a soldagem. O hidrogênio quimicamente ligado se dissocia em hidrogênio atômico sob a ação do calor do arco, e o metal de solda fundido tem a capacidade de dissolver o hidrogênio atômico; no entanto, logo que o metal de solda se solidifica, perde sua capacidade de manter o hidrogênio em solução, e este é expelido para a atmosfera ou se difunde para fora da região do metal de solda e atinge a ZTA, que é uma área importante na soldagem, especialmente nos aços de alta resistência.

A ZTA é a região da solda que não se funde durante a soldagem, porém sofre mudanças microestruturais metalúrgicas resultantes do calor induzido pelo processo. Essa região pode, dependendo da composição da liga e velocidade de resfriamento,

passar por transformações de fragilização, primeiramente pelo crescimento de grão, em segundo lugar, pela possibilidade de formação de microestruturas frágeis como a martensita.

Os aços carbono e os de mais baixa resistência, possuem plasticidade suficiente para acomodar as tensões internas resultantes da pressão do hidrogênio de forma que não causem trincas no aço. Por outro lado, aços que possuam alta dureza e alta resistência, ou ZTA's fragilizadas pelo processo de soldagem, não apresentam plasticidade suficiente para acomodar as tensões. Então, havendo muito hidrogênio retido no metal fundido, pode ocorrer trincamento (PINTO, 2006). As medidas para prevenir este tipo de defeitos são:

- Seleção, armazenagem e manuseio correto dos consumíveis;
- Minimizar a formação de microestruturas frágeis, aumentando o aporte térmico, ou utilizando pré-aquecimento da junta;
- Tentar promover a soldagem com o menor grau de restrição possível, para evitar a ocorrência de tensões residuais elevadas, pois estas promovem deformações plásticas do material, que por sua vez aumentam o número de discordâncias e endurecimento por encruamento do material base, ambos responsáveis pelo transporte e acumulação do hidrogênio.

#### 2.4.7.2. Fissuração a quente

A fissuração a quente se produz quando o cordão de solda ainda está numa faixa de temperatura próxima à temperatura de solidificação do metal fundido, ou ligeiramente abaixo desta. A fissuração a quente está associada a mudanças de volume durante a solidificação devido à contração que experimenta o metal fundido durante o resfriamento.

Mas a fissuração a quente não está associada apenas à contração da zona fundida. Tem sido demonstrado que estes fenômenos estão ligados com a segregação de determinados elementos presentes no aço, em algumas regiões do metal solidificado. Assim quando o metal passa do estado líquido para sólido, alguns átomos são

expulsos da rede cristalina para outra região que pode admiti-los, migrando para as zonas do metal que ainda estão no estado líquido, pela maior solubilidade destes elementos nestas. Isto permite que as interfaces metal-líquido se enriqueçam de impurezas (principalmente P e S), ou outros elementos (Ni, B, As, Sn, Ta e Cu), durante a solidificação, produzindo regiões mais ricas em determinados elementos que outras, como consequência a solidificação heterogênea ocorre no cordão de solda.

De todos esses elementos que favorecem a fissuração a quente o S é o mais perigoso, porque pode formar o composto  $\text{Fe}_2\text{S}$ , com baixo ponto de fusão ( $988^\circ\text{C}$ ) e solidificação tardia em relação ao metal de solda. Uma forma de controlar a quantidade de S no aço é a adição de Mn, sendo preciso uma relação Mn/S maior ou igual a 20 para inibir a fissuração a quente. Este tipo de fissuração é do tipo intergranular, onde a fissura se propaga pelos contornos de grãos e pode ter uma orientação longitudinal ou transversal ao cordão de solda.

Para evitar que se produza este tipo de problema deve-se restringir o conteúdo de impurezas, especialmente P e S, tanto no metal de base como no metal de solda, adicionando elementos de liga dessulfurantes, como o Mn e o Si. Limitar o volume do metal fundido na junta, através de múltiplos passes, e a oscilação moderada da poça de fusão durante a soldagem, também são medidas operacionais para prevenção deste tipo de defeito.

#### 2.4.7.3 Falta de penetração

Resulta de uma técnica de soldagem inadequada; soldagem rápida, preparação inadequada da junta ou do material, corrente muito baixa, e eletrodo com diâmetro grande demais. Para solucionar estes problemas devemos aumentar a corrente, verificar o processo de soldagem adequado, principalmente na raiz, ajustar a velocidade de soldagem e utilizar a técnica adequada de oscilação de eletrodo para adequada penetração.

#### 2.4.7.4. Porosidade

De um modo geral é causada pelo emprego de técnicas incorretas (grande comprimento do arco ou alta velocidade de soldagem), pela utilização de metal de base sem limpeza adequada, intempéries ou por eletrodo úmido. A porosidade agrupada ocorre, às vezes, na abertura e fechamento do arco. A técnica de soldagem com um pequeno passe na direção inversa, logo após começar a operação de soldagem, permite ao soldador refundir a área de início do passe, liberando o gás deste local e evitando assim este tipo de descontinuidade. Verificar também o comprimento excessivo de arco ou vazão do gás de proteção, que podem provocar falha na proteção da poça de fusão.

#### 2.4.7.5 Inclusões de escória

São provocadas pela manipulação inadequada do eletrodo e pela limpeza deficiente entre passes. É um problema previsível, no caso de projeto inadequado no que se refere ao acesso à junta a ser soldada. Na soldagem com arame tubular, as inclusões de escória podem estar relacionadas com uma velocidade excessiva de soldagem.

#### 2.4.7.6. Falta de fusão

Resulta de uma técnica de soldagem inadequada; baixa corrente, alta velocidade de avanço, preparação inadequada da junta ou do material, técnica de oscilação inadequada. Para melhor fusão, além de observar a técnica de soldagem adequada, aumentar a corrente e reduzir a velocidade de avanço.

### 2.5. Recomendações Normativas na Soldagem de Dutos

O defeito mais importante, na soldagem de construção de dutos com aços de alta resistência, é a ocorrência de fissuração a frio. A mitigação deste defeito, envolve o controle das causas contribuintes já observadas , que são:

- Presença de Hidrogênio dissolvido no metal fundido.
- Tensões residuais associadas à soldagem.
- Microestruturas frágeis.
- Temperaturas abaixo de 150 °C

As tensões residuais são inerentes ao processo de soldagem por fusão, podendo ser minimizadas, mas não eliminadas. Por outro lado, as temperaturas operacionais dos dutos estão abaixo de 150° C, não podendo ser controladas com este objetivo.

Desta forma é mais viável na prática, o controle dos outros dois fatores restantes, ou seja, o da ocorrência de microestruturas frágeis e do aporte de hidrogênio no processo de soldagem.

#### 2.5.1 Controle da microestrutura frágil na soldagem

As frações metalúrgicas frágeis, como Martensita e Austenita-Martensita, possuem alta dureza e baixa tenacidade, sendo originadas no resfriamento acelerado da ZTA. Assim o controle do resfriamento  $\Delta T_{8/5}$  através da energia de soldagem e temperatura de pré-aquecimento são medidas viáveis.

Na qualificação de soldagem, a medida do perfil de dureza da macrografia da junta e da energia de impacto “charpy” (Tabela 4), são medidas complementares para verificar a eficácia do procedimento de soldagem em minimizar estruturas frágeis, sendo previstas em códigos construtivos como a N-464 Petrobras.

Tabela 4 – Energias mínimas de impacto “charpy-V”, para qualificação de soldagem de dutos (PETROBRAS – N464, 2012)

Grau do tubo	Média de três corpos de prova (J)	Mínimo individual (J)
Gr. B	27	22
X42		
X46		
X52		
X56		
X60	36	29
X65		
X70	40	32
X80	56	45



O perfil de dureza, obtido a partir da macrografia da junta soldada (Figura 9), também tem sua dureza limitada por diversos códigos, estando normalmente na faixa entre 250 e 350 Hv (API 1104 – 2010). A norma de construção e montagem de dutos da Petrobras, atualmente a limita em 250 Hv<sub>10</sub> (N464 – Petrobras, 2012), o que é compatível com as exigências de soldagem para equipamentos em serviço com H<sub>2</sub>S (NACE MR0175, 2003), caso de oleodutos de petróleo.

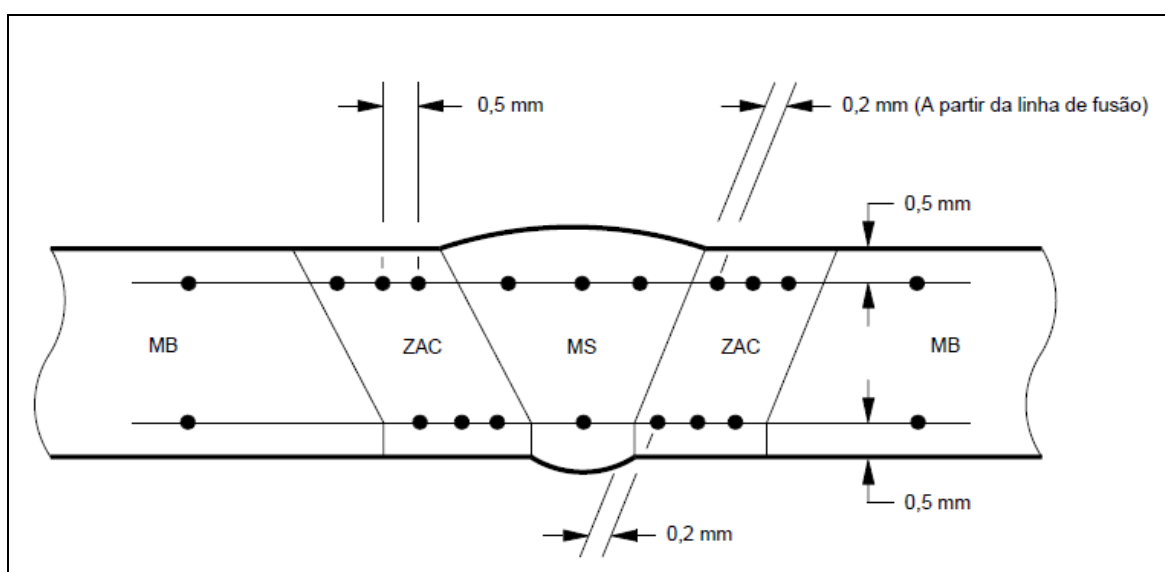


Figura 9- Perfil de durezas para qualificação de soldagem de dutos (PETROBRAS N464, 2012)

### 2.5.2 Controle do aporte de hidrogênio na soldagem

O controle do aporte de hidrogênio na junta soldada passa pela limpeza e preparação da junta e escolha correta dos consumíveis. A preparação da junta é importante para remoção de umidade e compostos orgânicos, enquanto consumíveis de baixo hidrogênio são exigidos para minimizar o ingresso de H<sub>2</sub> no metal fundido.

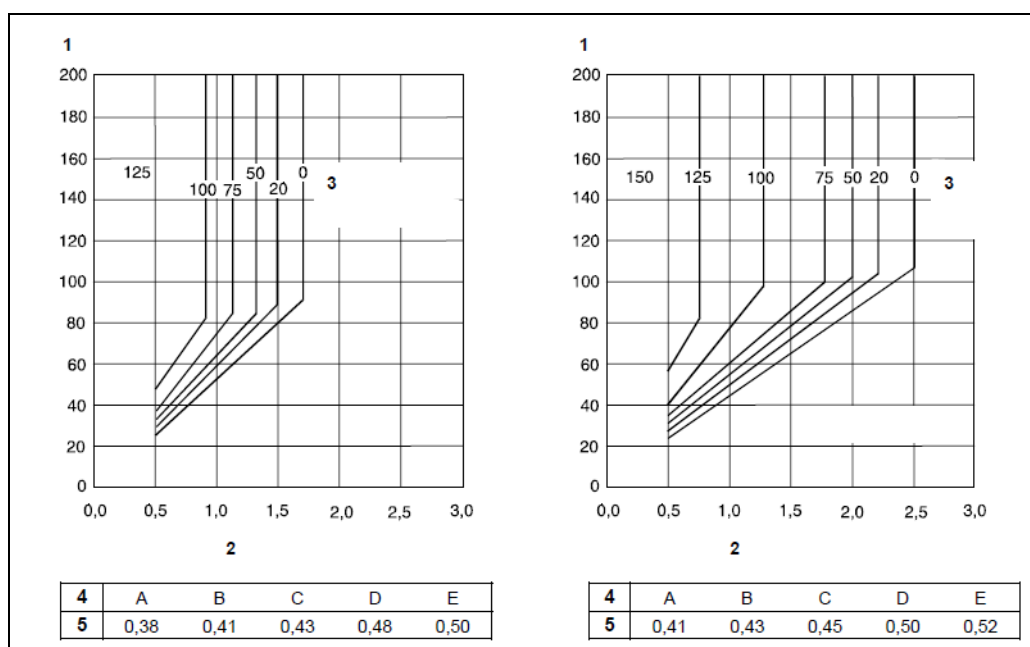
Tabela 5 – Máximo conteúdo de hidrogênio em consumíveis, para soldagem sem pré-aquecimento de aços (BS-1011, 2001)

Diffusible hydrogen content <sup>a</sup> ml/100 g of deposited metal	Maximum combined thickness			
	CE of 0,49		CE of 0,43	
	Heat input 1,0 kJ/mm	Heat input 2,0 kJ/mm	Heat input 1,0 kJ/mm	Heat input 2,0 kJ/mm
	mm	mm	mm	mm
> 15	25	50	40	80
10 ≤ 15	30	55	50	90
5 ≤ 10	35	65	60	100
3 ≤ 5	50	100	100	100
≤ 3	60	100	100	100

<sup>a</sup> Measured in accordance with ISO 3690

### 2.5.3 Pré-aquecimento na soldagem

Como visto, a fragilização da junta soldada é função da velocidade de resfriamento da mesma, em aços microligados. Por sua vez, o tempo de resfriamento  $\Delta T_{8/5}$  pode ser ampliado através do pré-aquecimento, sendo obrigatório em vários códigos, como nos gráficos da norma BS-1011 vistos na Figura 10.



Onde:

- 1 – Espessura [mm];
- 2 – Energia de soldagem [J/mm];
- 3 – Temperatura de pré-aquecimento [°C];
- 4 – Escala para Ceq;
- 5 – Carbono Equivalente.

Figura 10 - Pré-aquecimento em função da espessura, carbono equivalente e energia de soldagem (BS-1011, 2001)

### 3. METODOLOGIA EXPERIMENTAL

#### 3.1 Introdução

A qualificação de soldagem de fabricação para dutos, normalmente realizada segundo a norma API-1104, compreende a soldagem circunferencial completa de topo entre dois niples, fixados horizontalmente (posições 5G ou 6-G), para posterior remoção de corpos de prova e avaliação dos ensaios destrutivos. Neste caso, os ensaios exigidos são: tração, dobramento de face, dobramento de raiz e fratura (“Nick-break”).

Adicionalmente, a norma N-464 Petrobras solicita requisitos adicionais para a junta soldada, sendo estes a energia mínima de impacto “Charpy-V” e o perfil de dureza da macrografia, conforme Figura 9 e Tabela 4.

Neste trabalho, propõe-se uma pré-qualificação da soldagem para verificação da influência do pré-aquecimento na produção de microestruturas frágeis, mantendo-se as demais variáveis inalteradas. Assim a união será realizada pelo processo SMAW com eletrodos celulósicos, raiz e reforço executados pelo processo GTAW, projeto de junta “V” 60° usual conforme ASME B31.4, variando-se apenas em dois níveis de pré-aquecimento: temperatura ambiente e 150° C, para verificação da possibilidade ao atendimento aos requisitos de dureza e energia de impacto, impostos pela norma N-464.

Os ensaios propostos para a verificação das propriedades da junta soldada são:

- Macrografia: Verificação da continuidade metalúrgica e perfil geométrico da junta soldada;
- Perfil de Dureza : Limitada a 250 HV, adaptado da norma N-464;
- Charpy-V a 0 °C: conforme critérios da N-464 Petrobras e ASTM A370;
- Ensaio de Tração: Para verificação do limite de resistência da junta, e compatibilidade mecânica dos consumíveis, de acordo com API 1104.

### 3.2 Peças Teste

A peça teste compreende a união de duas “meias-canais” de tubo (setor de círculo 90º efetivamente soldado), com comprimento aproximado de 250mm e fixados entre as posições horárias 0 e 6h, para simulação da posição de soldagem “5-G”, progredindo de forma descendente entre a posição horizontal e sobre-cabeça.



Figura 11- Fabricação de uma peça teste

### 3.2.1 Material Base

Foi selecionado o material API 5L-X65 (Tabela 6), retirado de um tubo originalmente de 18 polegadas de diâmetro (457 mm). A espessura da chapa selecionada foi a maior possível encontrada, sendo de 1 polegada (25,4mm), e o carbono equivalente obtido ( $CE_{IIW}$ ) é de 0,40%, para a simulação do resfriamento da junta com a maior severidade térmica possível, para verificação da ocorrência de fragilização.

Tabela 6 – Composição química e propriedades mecânicas para o metal de base utilizado (API 5L, 2012)

Material: API5L-X65									
Limite máximo de composição [%]									
C	Si	Mn	P	S	V	Nb	Ti	CE iiw	CE pcm
0,16	0,45	1,65	0,02	0,01	0,09	0,05	0,06	max.	máx
Nb + V + Ti <=0,15								0,42	0,22
Cu<=0,50	Ni<= 0,60	Cr<=0,50	Mo<=0,50	B <= 0,0005				medido	-
Limite de Escoamento [MPa]				Limite de Resistência [MPa]				0,40	-
mínimo		máximo		mínimo		máximo		Dureza Medida	
450		600		535		760			
medido				medido				212 HB	
477				617					

### 3.2.2 Projeto da Junta

O projeto adotado para a junta é convencional para soldagem de topo de construção de dutos, perfil “V” 60°, para acesso apenas pelo lado externo, abertura entre 4,0 e 6,0 mm, altura de nariz entre 1,5 e 2,0mm. O Bisel foi usinado em torno, com ferramenta de metal duro, sendo deixado um excesso de nariz (3,2mm). O ajuste final das medidas, para alinhamento da junta, foi executado com disco abrasivo. A sequência de passes foi executada conforme Figura 12.

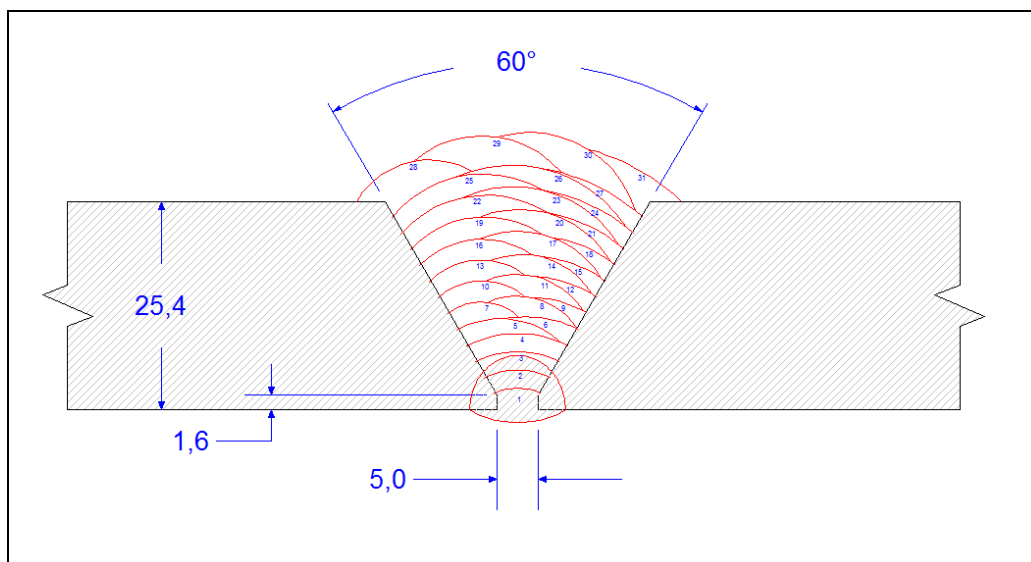


Figura 12- Croqui da geometria da junta com sequência de passes adotada.

### 3.2.3 Processos e consumíveis de soldagem

O processo GTAW foi selecionado para a raiz e reforço, com eletrodo de tungstênio toriado de diâmetro 3,2 mm (1/8") e gás de proteção 100% Argônio. A baixa velocidade de avanço deste processo (cerca de 100 mm/min) é compensada por sua integridade e baixo índice de reparos, além das vantagens do baixo aporte de hidrogênio e tolerância no alinhamento e abertura da junta, justificativas para sua utilização na raiz da soldagem de interligação de colunas de dutos ("tie-in").

Para o enchimento e acabamento, no processo SMAW, foi adotado consumível celulósico para aço carbono baixa liga, com razoável taxa de deposição na progressão descendente, ainda bastante empregados na construção de dutos:

- Raiz: AWS 5.18 ER70S-3 –  $\phi$  3,20 mm;
- Reforço: AWS 5.18 ER70S-3 –  $\phi$  3,20 mm;
- Enchimento : AWS 5.5 E9010-G –  $\phi$  5,00 mm;
- Acabamento: AWS 5.5 E9010-G –  $\phi$  5,00 mm.

A composição dos consumíveis é adequada para a soldagem de aços-carbono. Devido a requisitos de impacto da junta soldada, foram selecionados consumíveis com energia

Charpy maior ou igual a 40J em temperatura menor ou igual a 0°C. No caso do E9010-G, existe adição de 0,8% de Ni e 0,5% Mo, para melhor tenacidade (Tabela 7).

Tabela 7 – Composição e propriedades mecânicas do consumível E-9010G selecionado. Fonte: ESAB (2013)

OK 22.48P					
Classifications	Approvals	Typical all weld metal composition, %		Typical mech. properties all weld metal	
EN 499		C	0,1	<u>Yield stress, MPa</u>	
E 50 2 1NiMo C 21		Si	0,2	560	
SFA/AWS A5.5		Mn	1,0	<u>Tensile strength, MPa</u>	
E9010-G		Ni	0,8	700	
		Mo	0,5	<u>Elongation, %</u>	
		Cu	<0,3	22	
				<u>Elongation, %</u>	
				22	
				<u>Charpy V</u>	
				Test temps, °C	Impact values, J
				-20	60

### 3.2.3.1 Conteúdo de Hidrogênio dos Consumíveis

O conteúdo de hidrogênio no metal depositado, em eletrodos celulósicos no processo SMAW, apesar de alto (acima de 15 ml/100g metal depositado), não é limitante para espessuras até 40mm, nas condições sem pré-aquecimento, CE menor ou igual a 0,43 e energia de soldagem maior ou igual a 1,0 kJ/mm, conforme tabela 5.

O processo GTAW em condições normais é de baixo aporte de hidrogênio (menor de 5 ml/100g), portanto de baixo risco em relação ao processo SMAW.

### 3.2.4 Procedimento de Soldagem Adotado

Executar o posicionamento e abertura da junta com o auxílio de gabaritos de acoplamento (popularmente conhecidos como “cachorros”), ponteados fora da junta soldada. Fabricar duas peças teste conforme descrito, variando-se apenas o pré-aquecimento, demais parâmetros de soldagem idênticos. Identificar as duas peças soldadas com punção de tipos, em região distante da junta: Tipar “AMB” para a peça executada sem pré-aquecimento, e “150” para a peça pré-aquecida. Manter o pré-aquecimento de 150° C com maçarico de GLP tipo “chuveiro”, cuidando-se para atingir

uma faixa de largura mínima de 50 mm paralela a cada bordo da junta. A temperatura máxima para interpasse está fixada em 275°C, com controle de ambas as temperaturas através de termômetro infravermelho. Registrar a temperatura média ambiente durante a soldagem, no caso sem pré-aquecimento, para referência. Realizar limpeza entre passes com escova de aço rotativa e disco abrasivo. Remoção dos “cachorros” após realização de 100% da raiz. Inspeção da raiz com líquido penetrante. Caso necessário, reparar descontinuidades removendo-as com disco de corte, realizando nova preparação de raiz com ângulo equivalente ao do projeto da junta e raios de concordância nas extremidades do canal executado, realizando novo enchimento com os mesmos parâmetros da solda de raiz. Neste caso, realizar novo L.P para verificação da completa remoção do defeito. Após término da junta, aguardar 24h no mínimo para execução de ensaio de partícula magnética. Uma vez aprovadas no P.M, as peças estão liberadas para confecção dos corpos de prova e ensaios destrutivos. Ver “ANEXO A” para detalhamento dos parâmetros de soldagem.

#### 3.2.4.1 Exigência de Pré-Aquecimento

Para a espessura do metal base utilizado, de 25,4mm, o pré-aquecimento não é exigido pela maioria dos códigos:

- Para a norma de construção de oleodutos ASME B31.4 , para espessuras a partir da faixa entre 32 e 38 mm, é recomendado pré-aquecimento mínimo de 93° C, para haver dispensa do Tratamento Térmico Pós-Soldagem.

Espessuras menores estão dispensadas de pré-aquecimento;

- Como verificado na figura 10, a norma BS-1011 não especifica pré-aquecimento para espessuras até 25mm;
- A norma Petrobras de soldagem N-133 (Tabela 8), estipula o pré-aquecimento em função do  $CE_{IIW}$  e faixa de espessuras, para aços carbono e carbono-manganês, conforme tabela 8 abaixo.

Quando não especificado, um pré-aquecimento de 50° C é exigido apenas quando a temperatura ambiente for menor que 10° C.



Tabela 8 – Pré-aquecimentos recomendados, em função do CE e espessuras, para aços C e C-Mn (PETROBRAS N-133, 2012)

Carbono equivalente - CE	Espessura calculada da junta soldada, e [mm]		
	$e \leq 20$	$20 < e \leq 30$	$e > 30$
$CE_{IIW} \leq 0,41\%$	10 °C (mín.)	10 °C (mín.)	10 °C (mín.) (75 °C)
$0,41 \% < CE_{IIW} \leq 0,43 \%$	10 °C (mín.)	10 °C (mín.) (50 °C)	100 °C
$0,43 \% < CE_{IIW} \leq 0,45 \%$	10 °C (mín.) (50 °C)	10 °C (mín.) (100 °C)	100 °C (125 °C)
$0,45 \% < CE_{IIW} \leq 0,47 \%$	10 °C (mín.) (100 °C)	100 °C (125 °C)	125 °C (150 °C)
$0,47 \% < CE_{IIW} \leq 0,50 \%$	100 °C (125 °C)	125 °C (150 °C)	150 °C (175 °C)

Apesar de não exigido nos códigos consultados, duas condições de pré-aquecimento (Temperatura ambiente e 150° C) serão impostas como variável de estudo do impacto sobre a dureza e tenacidade da junta soldada, conforme descrito nesta metodologia experimental.

### 3.3 Equipamento de soldagem utilizado

Utilizada fonte de soldagem tipo inversora (Figura 13), operando no modo “corrente constante”, para os processos GTAW e SMAW utilizados.

- Fabricante: Miller;
- Modelo: “Trailblazer” 302 - Diesel
- Corrente : 280 A com ciclo de trabalho 100%;
- Tensão em vazio: 90 V;
- Modo de ignição (GTAW): “Lift-Arc”;
- Tocha GTAW refrigerada a gás;
- Cilindro de Argônio, com regulador de pressão, válvulas e mangueiras;
- Porta-eletrodo SMAW, cabos e garras compatíveis.



Figura 13 - Fonte de soldagem utilizada.

### 3.4 Ensaios Destrutivos

Em cada uma das peças teste (Figura 14), soldadas nas condições de pré-aquecimento estabelecidas, foram removidos corpos de prova (C.P) transversais ao cordão de solda, para a execução dos ensaios descritos a seguir.



Figura 14 - Peça-teste acabada para confecção de corpos de prova

#### 3.4.1 Macrografia

Foi executada a preparação de uma macrografia da junta soldada por peça teste, para verificação da continuidade metalúrgica, geometria da junta, dimensões da ZTA e sequência de passes empregada.

#### 3.4.2 Perfil de Dureza

Utilizado perfil exigido da norma N-464, com medidas de dureza Vickers 10kgf, com a adição de uma linha de medida a meia espessura da chapa do corpo de prova, conforme Figura 15. O critério de aceitação é que todas as medidas sejam menores ou iguais a 250 HV<sub>10</sub>.

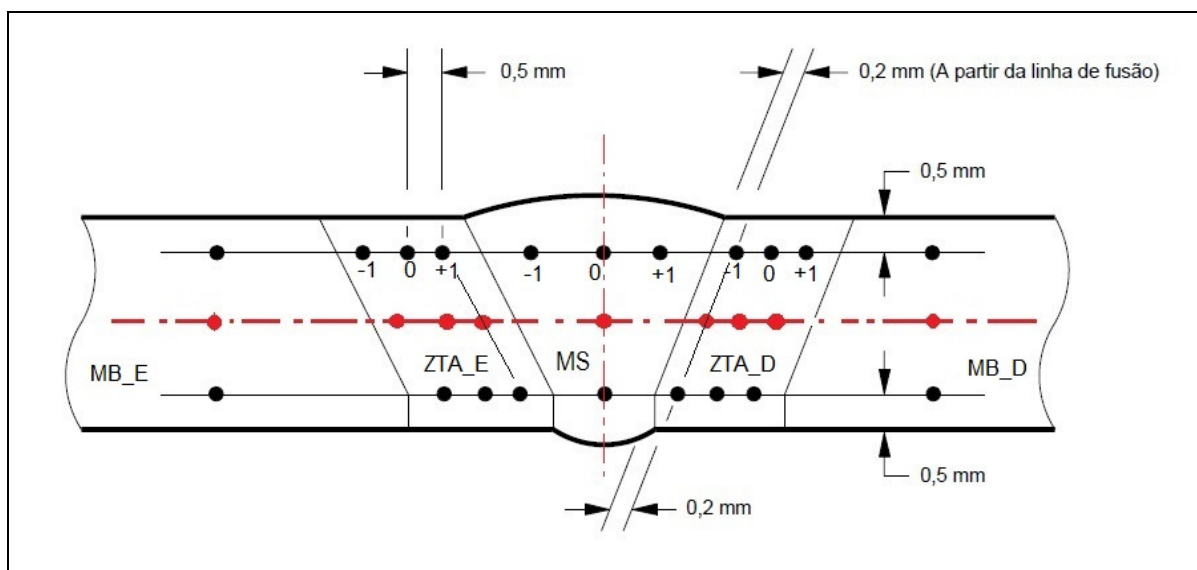


Figura 15- Perfil de medição de durezas proposto (Adaptação de Petrobras N-464, 2012).

### 3.4.3 Energia de impacto “Charpy-V” a 0°C

Conforme disposto na N-464, avaliação da energia de impacto do metal de solda e ZTA, na temperatura de 0°C, através da retirada de três (03) corpos de prova (C.P) integrais (10x10x55mm), tipo “Charpy-V”, de cada região assinalada, transversais ao cordão de solda, na profundidade mínima de 2,0mm abaixo da superfície da chapa, e com eixo do entalhe “V” perpendicular à superfície da mesma, conforme ilustrado a seguir.

- Para avaliação da tenacidade do M.S, o eixo do entalhe deve estar posicionado na linha de simetria da junta soldada (Figura 16).

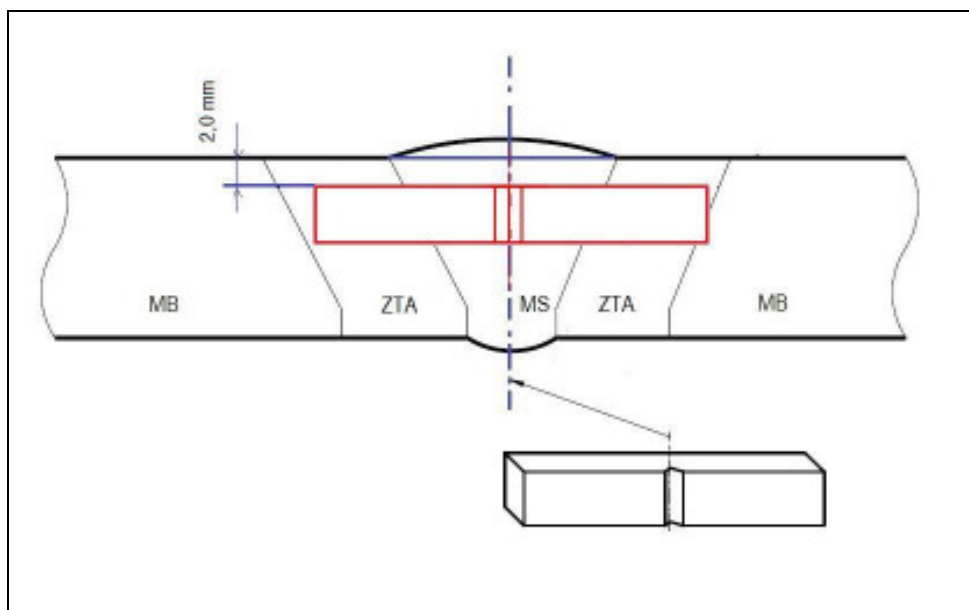


Figura 16 - Posição do C.P para ensaio Charpy-V do Metal de Solda (PETROBRAS N-464, 2012)

- Para avaliação da tenacidade da ZTA, o eixo do entalhe deve estar posicionado na linha de centro da ZTA, posicionado de maneira a incorporar a maior área possível desta na área de fratura do C.P. (Figura 17).

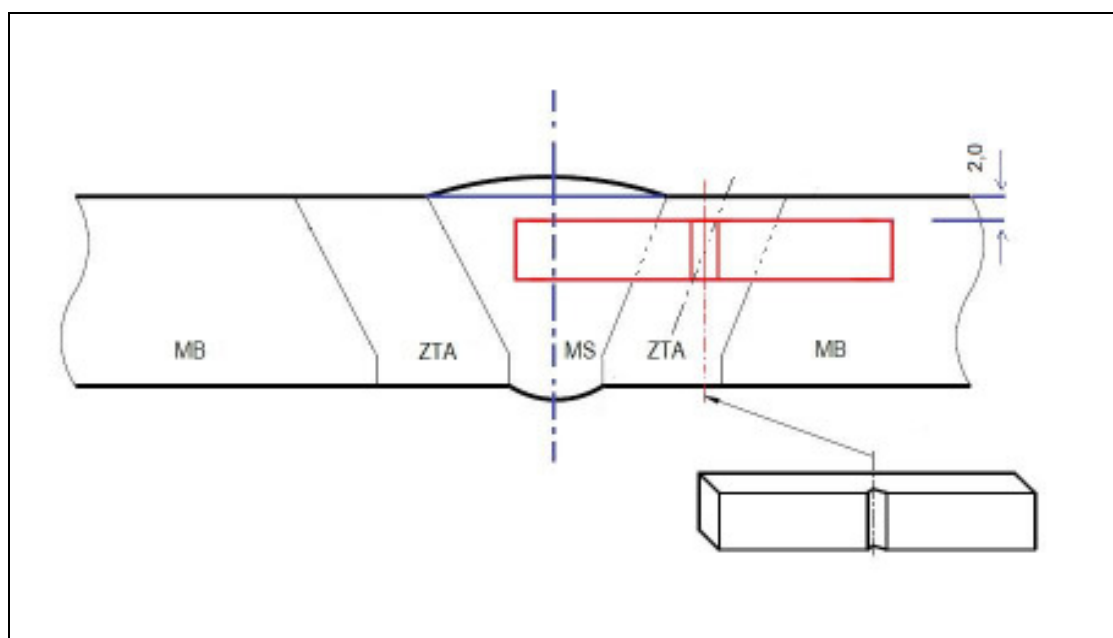


Figura 17- Posição do C.P para ensaio Charpy-V da ZTA. (PETROBRAS N-464, 2012)

O critério de aceitação para o aço API5L-X65, conforme Tabela 4 é:

- Energia mínima da média de 03 C.P: 36 Joules a 0º C;
- Energia mínima individual dos C.P: 29 Joules a 0º C.

### 3.4.4 Ensaio de Tração (Temperatura ambiente)

Quanto às propriedades mecânicas, segundo a normas ASME B31.4 e API 1104, a junta soldada deve ter limite de resistência maior ou igual ao mínimo especificado para o metal base (API5L-X65), sendo no ensaio de tração indiferente o rompimento no metal de solda ou metal de base, desde que atendido este pré-requisito.

Critério de aceitação para o aço API5L-X65 (Temperatura ambiente):

- $535 \leq \text{L.R. (Tração)} \leq 760 \text{ [MPa]}$

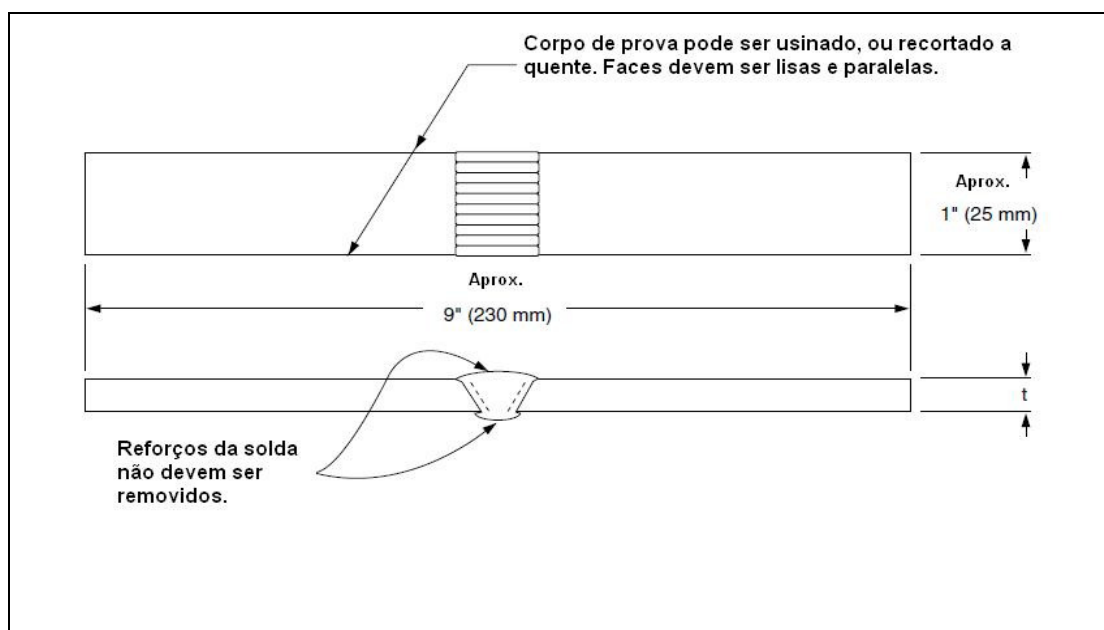


Figura 18 - Aspecto do C.P para ensaio de tração (API 1104, 2010)

## 4. RESULTADOS DOS ENSAIOS

### 4.1 Macrografias

Ambas macrografias mostradas nas Figuras 19 e 20 demonstram fusão e penetração adequada de todos os passes, através das seções analisadas. As descontinuidades não são relevantes.

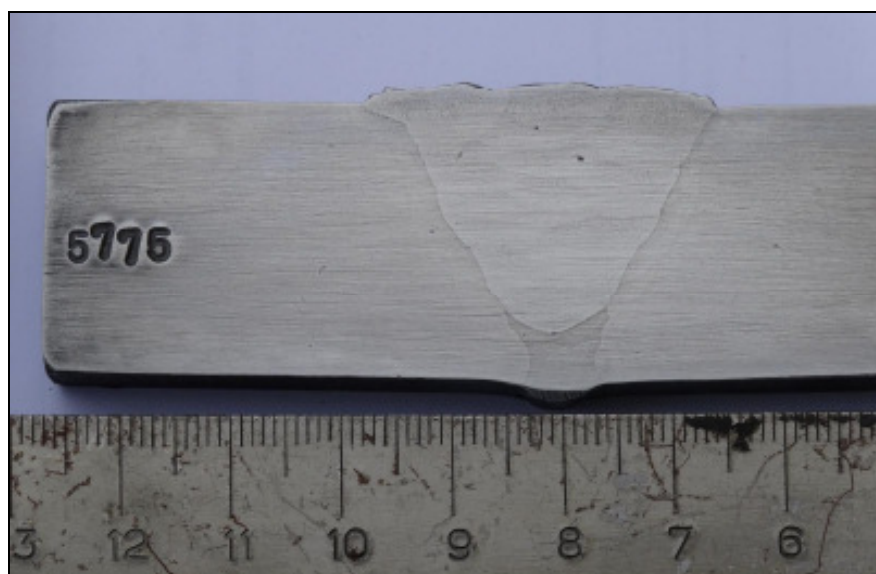


Figura 19 - Macrografia da peça teste sem pré-aquecimento.

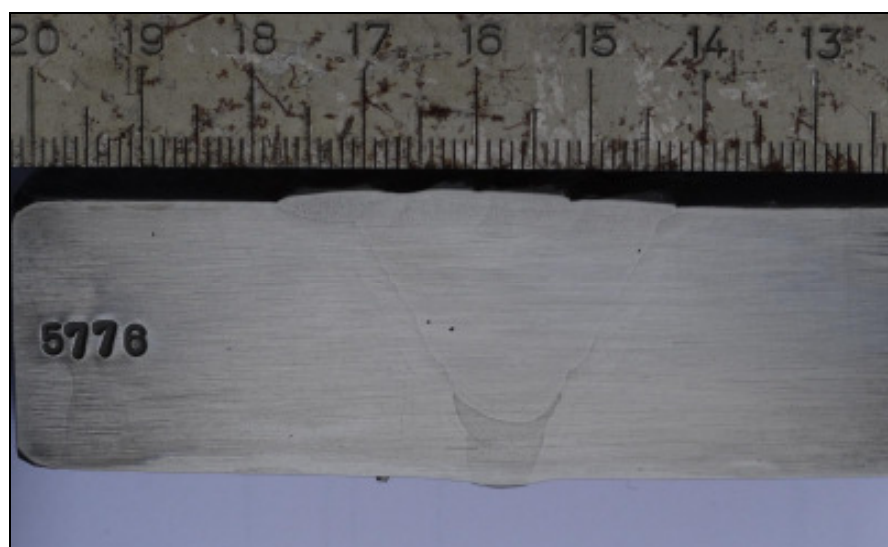


Figura 20 - Macrografia da peça teste com pré-aquecimento de 150°C



## 4.2 Resultados de Dureza

Todas as medidas de dureza obtidas estão abaixo do limite da norma N-464, portanto o perfil de dureza da soldagem sem pré-aquecimento está aprovado, conforme Figura 21.

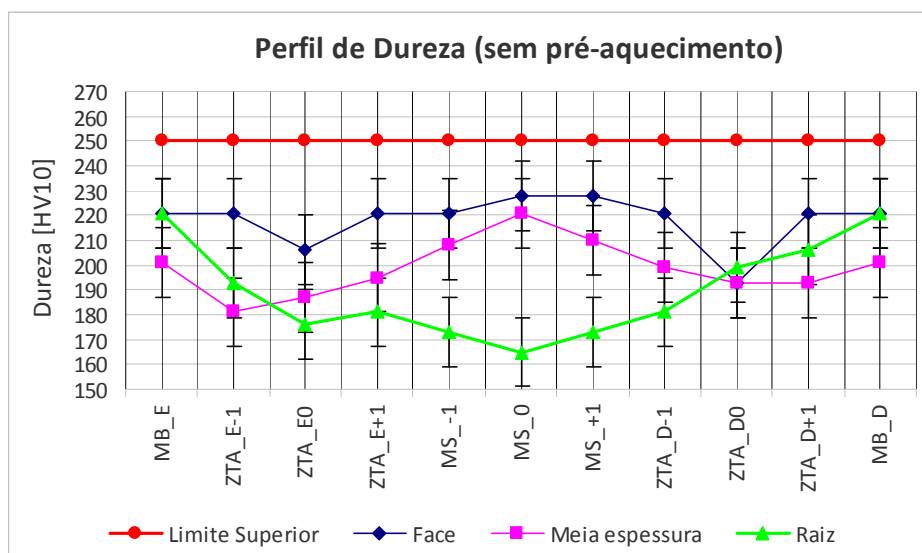


Figura 21 - Perfil de dureza obtido sem pré-aquecimento

Submetido ao mesmo critério, o perfil de dureza com pré-aquecimento foi aprovado, conforme mostra a Figura 22.

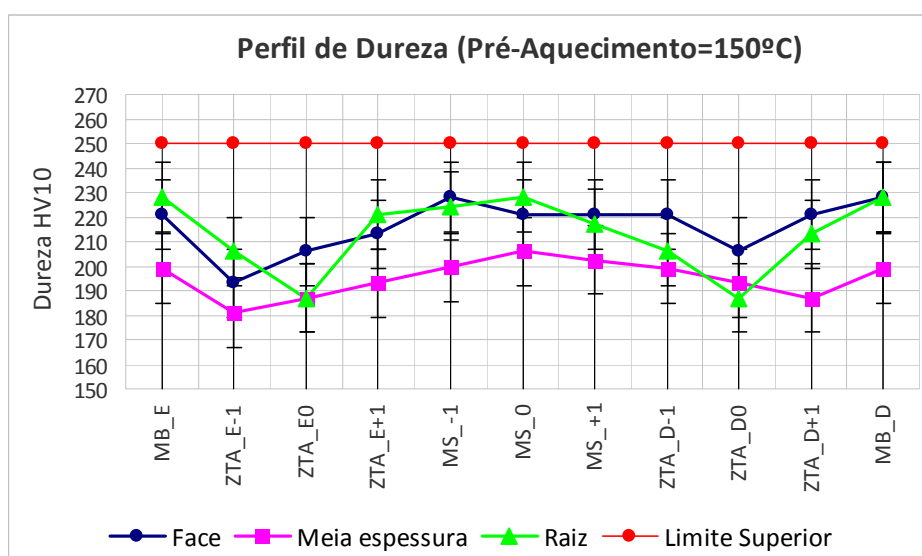


Figura 22 - Perfil de dureza obtido com pré-aquecimento de 150°C



### 4.3 Energias de Impacto Obtidas

As energias de impacto obtidas sem pré-aquecimento (Tabela 9) no M.S são aproximadamente o dobro do mínimo exigido, sendo quatro vezes a energia mínima para a ZTA. Desta maneira a junta analisada está aprovada no critério de energia de impacto da norma Petrobras N-464.

Tabela 9: Energias Charpy obtidas sem pré-aquecimento

Energia de Impacto "Charpy-V" medida a 0°C [J]						
MB	Processo	Pre-Aquec.	amostra	ZTA	M. Solda	Referência
API5L-X65 t=1"	GTAW+SMAW	T_amb = 22°C	CP 1	136	72	-
			CP 2	152	70	
			CP 3	117	71	
			Média	135	71	36
			Mín.	117	70	29
Resultado:				OK		

Já para os ensaios Charpy com pré-aquecimento a 150° C, foram obtidas energias semelhantes para a ZTA e ligeiramente superiores no M.S. (Tabela 10), quando comparadas à condição sem pré-aquecimento. Os resultados também superam com folga o mínimo exigido para o ensaio "Charpy-V", portanto estão aprovados.

Tabela 10: Energias Charpy obtidas com pré-aquecimento de 150°C

Energia de Impacto "Charpy-V" medida a 0°C [J]						
MB	Processo	Pre-Aquec.	amostra	ZTA	M. Solda	Referência
API5L-X65 t=1"	GTAW+SMAW	T_pré = 150°C	CP 1	137	83	-
			CP 2	154	75	
			CP 3	110	78	
			Média	134	79	36
			Mín.	110	75	29
Resultado:				OK		

#### 4.4 Ensaios de Tração

Para a junta soldada sem pré-aquecimento, o resultado do limite de resistência à tração (Tabela 11) enquadrou-se entre os limites da classe do metal base, desta maneira pode-se considerar tanto o processo de soldagem quanto a seleção de consumíveis adequados do ponto de vista de resistência mecânica.

Tabela 11: Resultado do ensaio de tração da peça teste sem pré-aquecimento

Ensaio à tração da junta soldada (Temp. Ambiente) [Mpa]							
MB	Processo	Pré-Aquec.	Adição	LR_Junta	Referência		Resultado
					Min.	Max.	
API5L-X65 t=1"	GTAW+SMAW	Tamb = 22°C	ER70S3+E9010G	606	535	760	OK!

Já com relação ao aspecto da ruptura do C.P de tração para o caso sem pré-aquecimento, o rompimento deste C.P. deu-se junto à linha de fusão, com reduzida deformação plástica (Figura 23), com a fratura iniciada por singularidade geométrica (borda do cordão ou mordedura). Como visto, para efeito de aceitação no critério da norma API 1104, o local de ruptura não é relevante, assim foi aprovado o ensaio.



Figura 23 - Corpo de prova de tração sem pré-aquecimento, rompido na linha de fusão.

Já para o caso da junta soldada com pré-aquecimento de 150°C, o ensaio de tração apresentou valor de L.R. (Tabela 12) ligeiramente inferior ao C.P sem pré-aquecimento, mas também se enquadrou entre os limites de aprovação.

Tabela 12: Resultado do ensaio de tração da peça teste com pré-aquecimento de 150°C

<b>Ensaio à tração da junta soldada (Temp. Ambiente) [Mpa]</b>							
MB	Processo	Pré-Aquec.	Adição	LR_Junta	Referência		Resultado
					Min.	Max.	
API5L-X65 t=1"	GTAW+SMAW	150°C	ER70S3+E9010G	592	535	760	OK!

Para esta condição de pré-aquecimento, o C.P. apresentou uma fratura típica para material dúctil, com apreciável deformação plástica e redução de secção (estricção), antes da ruptura final (Figura 24).



Figura 24 - Corpo de prova de tração com pré-aquecimento, rompido no metal de base

#### 4.5. Discussão dos Resultados

Os corpos de prova ensaiados, para as condições sem e com pré-aquecimento, não apresentaram diferenças relevantes de resultados.

Nas macrografias, as dimensões e geometria da ZTA são semelhantes, estando ambas com espessura entre 2 e 3mm.

Quanto aos perfis de dureza, não se verificou diferença notável, estando os resultados na faixa entre 170 e 230 HV<sub>10</sub> para ambas as condições. Quanto à distribuição, o caso sem pré-aquecimento apresentou resultados de dureza menores na raiz, no centro do metal de solda, isto pode ter ocorrido devido a uma menor diluição dos passes de raiz e reforço pelos passes de enchimento, uma vez que o consumível de enchimento apresenta resistência mecânica superior. Ainda notou-se uma tendência de diminuição da dureza na ZTA, o que necessitaria ser melhor investigado através da micrografia das estruturas resultantes, mas que na prática revelou-se benéfica para o enquadramento nos limites de qualificação propostos.

Todos os resultados de energia de impacto obtidos superaram o mínimo exigido para qualificação, com destaque para a energia obtida na ZTA, que apresentou aproximadamente o dobro da energia do M.S. Isso ocorreu provavelmente pela microestrutura mais refinada obtida na ZTA, quando comparada com o M.S.

Finalmente, os resultados de resistência à tração da junta soldada são compatíveis com a faixa prevista para o Metal de Base, demonstrando a adequação na seleção dos consumíveis, do ponto de vista de resistência mecânica.

Houve diferença no local e modo de ruptura dos Corpos de Prova: enquanto para o caso com pré-aquecimento, a ruptura do C.P ocorreu no M.B, com deformação plástica típica de material dúctil; para o caso sem pré-aquecimento, o C.P rompeu na linha de fusão, com pouca deformação plástica. Isto pode ser explicado pela nucleação de trincas na borda do cordão de solda de face, devido à concentração de tensões em singularidade geométrica, uma vez que o C.P. proposto é paralelo, não possuindo outras singularidades que não o reforço de solda.

## 5. CONCLUSÃO

- Não foi observada diferença significativa entre as propriedades mecânicas obtidas nas condições de soldagem com e sem pré-aquecimento, isto provavelmente ocorreu porque no caso proposto, o ciclo térmico de soldagem foi governado principalmente pela energia de soldagem e temperatura interpasse (mantida entre 200 e 250 ° C para ambas as condições), havendo influência do pré-aquecimento apenas no início do ciclo;
- Os parâmetros de soldagem propostos foram considerados adequados para ambas as condições: sem e com pré-aquecimento, do ponto de vista do controle de microestruturas frágeis na soldagem de tubos API 5L-X65, atendendo tanto as mínimas energias de impacto no M.S e ZTA, quanto o a limitação de dureza de 250 HV<sub>10</sub> no perfil da junta soldada, não havendo necessidade de TTPS (Tratamento Térmico Pós Soldagem) ;
- O E.P.S. pode ser recomendado para execução do RQPS (Registro de Qualificação de Procedimento de Soldagem), qualificando a soldagem nas Normas API-1104 e N-464 simultaneamente, desde que multiplicados os ensaios propostos neste trabalho para cada um dos quatro quadrantes do tubo soldado, conjugados aos ensaios padrão exigidos pela API-1104 para a qualificação de soldagem de dutos, nas quantidades de C.P. previstos (Dobramento de Face, dobramento de raiz e “Nick-Break”);
- A soldagem de tubo API5L-X65 de parede grossa (25,4mm) pode ser realizada no processo SMAW com consumível celulósico AWS 5.5 E9010-G nos parâmetros citados, sem ocorrência de microestruturas frágeis e trincas induzidas pelo hidrogênio.

## 6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ACUNA, A. F. ; FREITAS, J. C. ; CARVALHO, L. P. ; MAGALHAES, V. A. N. ; VILARINHO, L. O. Evaluation of conventional and controlled short-circuit GMAW processes for root pass in pipe welding. In: Rio Pipeline 2013, 2013, Rio de Janeiro.

API 1104 – Welding of Pipelines and Related Facilities, AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, Twentieth Edition, USA, Oct 2005 - Reaffirmed Oct 2010.

API 5L - Specification for Line Pipe, AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, Forty-Fifth Edition, American Petroleum Institute, USA, Jan 2012, p. 1- 20.

ASME B31.4 – Pipeline Transportation Systems for Liquids and Slurries – THE AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS, New York – USA, 2012.

ASTM A370 – Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products, THE AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, Twelfth Edition, USA, Nov 2012.

AWS D1.1 : Structural Welding Code, AMERICAN WELDING SOCIETY, twenty-first edition, USA, 2011.

BARBOSA, L.H.S : Efeito da espessura na tenacidade à fratura e no crescimento de trinca de fadiga em um aço do tipo API 5L-X70 -Dissertação (Mestrado) – REDEMAT, Ouro Preto, 2012.

BOTT, I. et al: High-Strength Steel Development for Pipelines: A Brazilian Perspective, Metallurgical and Materials Transactions, Volume 36A, USA, Feb 2005.

BS 1110 - Welding recommendations for metallic materials – Part 2 – Arc welding of Ferritic Steels, British Standards Institution, UK, Jan 2001.

DEL 395/1938 – Decreto Lei 395 – Presidência da Republica, Brasil, 1938.

FERNANDES, P.E.A. – Avaliação da tenacidade à zona afetada pelo calor do aço API 5L X80 soldado pelos processos SMAW e FCAW. Tese (Doutorado) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2011.

FRANCISCO, J.C.S. - Avaliação da tenacidade à fratura de aço API 5L X70 utilizado na fabricação de dutos transportadores de gás e petróleo. 192p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2008.

N-133, Soldagem, Revisão K, Petróleo Brasileiro S/A - Brasil, Agosto 2012

N-464, Construção, montagem e condicionamento de duto terrestre, Revisão J, Petróleo Brasileiro S/A - Brasil, Janeiro 2012, p. 43-47.

PINTO, P.M.A.S. – Soldagem circunferencial de tubo API 5L X80 empregando processo manual e semi-automático. 113p. Dissertação (Mestrado), Departamento de Ciência dos Materiais e Metalurgia, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2006.

SILVA, S. R. da, Desenvolvimento do processo de soldagem Plasma-Keyhole – MAG em Tandem, Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2012.

TENARIS-CONFAB, Tenaris Home-Page. Disponível em <[www.tenaris.com](http://www.tenaris.com)>. Acesso em Agosto de 2013.

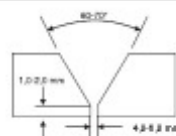
COSTA, T. F.; VILARINHO, L. O. . Assessment of Conventional and Controlled Short-Circuit GMAW Processes for Steel-Pipe Welding in Single Pass. In: 9th International Conference on Trends in Welding Research, 2012, Chicago, Illinois.

VILELA, T.V., Viabilidade do transporte de grãos através de dutos no Brasil. Monografia (Graduação) – Faculdade de Tecnologia da Zona Leste, São Paulo, 2009.

# ANEXO A: Especificação de Procedimento de Soldagem (E.P.S.) utilizada

MATERIAL : API 5L X-65 / PROCESSO GTAW + SMAW

## PROPOSTA DE ESPECIFICAÇÃO DE PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM

Projeto: Pré-Qualificação de Soldagem (N-464) API5LX-65			Norma Aplicável: N-464 / ASME B31.4 / API 1104			
Processo de Soldagem: GTAW + SMAW (EXX10)			Tipo: Manual			
JUNTAS		METAIS DE BASE		PROJETO DA JUNTA		
Tipo de Bisel: Simples V		Espec. Material: API 5L x API 5L				
Mata-Juntas: N/A		Tipo ou Grau: X65 x X65				
Mat. Mata-Juntas: N/A		Faixa Diâmetro: > 323,9 mm (D <sub>90</sub> =12")				
Outros: N/A		Faixa Espessura: 25,4 ≤ t ≤ 31,8 mm				
		Fabricante: Tenaris-Confab				
METAIS DE ADIÇÃO						
Passe nº	Raiz	Reforço	Enchimento	Acabamento		
Processo	GTAW	GTAW	SMAW	SMAW		
Diâmetro	3,25 mm	3,25 mm	5,0 mm	5,0 mm		
Classificação AWS	A 5.18 ER70S-3	A 5.18 ER70S-3	A 5.5 E9010-G	A 5.5 E9010-G		
Fabricante	KESTRA	KESTRA	ESAB	ESAB		
Marca	G 70 S3	G 70 S3	OK 22.48P	OK 22.48P		
Polaridade/ tipo corrente	DC +	DC +	DC +	DC +		
Posição de soldagem	5G	5G	5G	5G		
Progressão	Ascendente	Ascendente	Descendente	Descendente		
Gás de proteção	Argônio	Argônio	N/A	N/A		
Vazão do gás	12 - 15 l/min	12 - 15 l/min	N/A	N/A		
Pré-aquecimento		Tempo entre passes		Tipo Acopladeira / Remoção		
Temperatura	A: Ambiente; B: 150°C.	Tempo max. entre raiz/1º passe	60 min	Interna	"Cachorros"	
Temperatura Interpasses	≤ 275°C	Tempo max entre 2º passe e demais	60 min	Externa	N/A	
Método pré-aquecimento	Oxiacetileno ou GLP			Remover após	100% da Raiz	
Controle temperatura	Pirômetro Infra-Vermelho					
Técnica						
Condução:	Filetado	Oscilação:	3. $\uparrow$ max			
Limpeza:	Esmerilhamento Escovamento	Stick out:	N/A			
Parâmetros						
Passe	Diâmetro Eletrodo		Corrente	Tensão	Vel. de Soldagem	Aporte térmico
Raiz	(1)	3,25mm	120-140 [A]	11-13 [V]	70-90 [mm/min]	0,9-1,2[kJ/mm]
Reforço	(2)	3,25mm	120-140 [A]	11-13 [V]	70-90 [mm/min]	0,9-1,2[kJ/mm]
Enchimento	(3-27)	5,0 mm	170-190 [A]	28-30 [V]	240-280[mm/min]	1,2-1,4[kJ/mm]
Acabamento	(28-31)	5,0 mm	150-160 [A]	28-30 [V]	260-300[mm/min]	0,9-1,1[kJ/mm]



## ANEXO B: Relatório de Macro, Dureza e Tração (Sem Pré-Aquecimento)



## Relatório de Ensaio

REL: 5775/13

Laboratório de Ensaio Acreditado pela CGCRE de acordo com a ABNT NBR ISO/IEC 17025, sob o Nº CRL 0387

Página 1 de 2

LABORATÓRIO DE ENSAIO PERTENCENTE À REDE BRASILEIRA DE LABORATÓRIOS DE ENSAIOS - RBLE

Solicitante / Interessado: MAXMILIAN MAINARDI

Endereço: Tel.: (11) 99659-7466 / (11) 2460-5872 / maxmilian.mainardi@gmail.com



## Informações Fornecidas Pelo Solicitante:

Pedido do Solicitante / Interessado: Mensagem eletrônica

Aplicação: Verificação das propriedades da junta soldada

Norma(s) de Referência: API 1104: 2005 (reafirmada 2010) / ASTM Standards

Metal de Base: API 5L Grau X65 PSL 2

Dimensões da Peça de Teste: Espessura: 1"

Informações Adicionais: Temperatura de pré-aquecimento: Ambiente / Processo de soldagem: GTAW + SMAW

## 1 - ENSAIO DE TRAÇÃO

Identificação	Espessura (mm)	Largura (mm)	Área (mm²)	Carga Máxima		Tensão (MPa)	Local da ruptura	Laudo
				(kgf)	(N)			
T	26,1	25,0	652,5	40.302	395.230	606	Linha de fusão	Aprovado

- Incerteza de Medição (U) = +/- 0,5%

- O campo laudo não faz parte do escopo de acreditação pela CGCRE.

Preparação: Item 5.6.2 e Figura 4

Método de Ensaio: Item 5.6.2.2

Critério de Aceitação: Item 5.6.2.3

Limite de Resistência Especificado: 535 - 760 MPa

## Máquina de Ensaio

Identificação: TL-017

Certificado de Calibração: DNTT 975c/13

Data de Validade: 04 / 09 / 14

Entidade Emissora: Dinateste

## Extensômetro

Identificação: TL-0117

Certificado de Calibração: DNTT 471c/13

Data de Validade: 23 / 04 / 14

Entidade Emissora: Dinateste

## 2 - MACROGRAFIA



Reagente Utilizado: Nital 10%

Inspeção Visual: Aumento de 10 vezes

Ampliação: 0,6: 1

Identificação	Lado	Reforço (mm)		Identificação e dimensões das descontinuidades detectadas
		Largura	Altura	
M	Face	35	2,0	Isento de descontinuidades
	Raiz	8	1,5	

- O campo laudo não faz parte do escopo de acreditação pela CGCRE.

Preparação: ASTM E 3 - 07

Método de Ensaio: ASTM E 340 - 06

Critério de Aceitação: Informativo

TEAM LAB - Tecnologia em Ensaio e Análises de Materiais  
 Rua Dr. Pelágio Marques, 51 - CEP: 03512-010 - Vila Matilde - São Paulo - SP  
[www.teamlab.com.br](http://www.teamlab.com.br) - Telefone: (11) 2537-9007 / 2537-9009 / 2082-3406 / 2082-3399

REL Revisão 04 / F02-18

Cesar Ribeiro  
 Signatário Autorizado



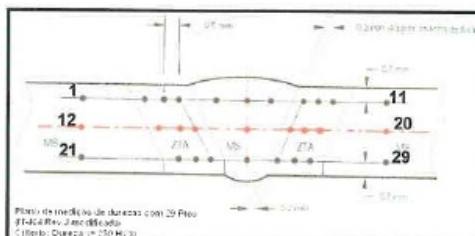
# Relatório de Ensaio

Laboratório de Ensaio Acreditado pela CGCRE de acordo com a ABNT NBR ISO/IEC 17025, sob o N° CRL 0387

REL: 5775/13

Página 2 de 2

## 3 - DUREZA HV 10



Metal Base	ZTA			Solda			ZTA			Metal Base
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
221	221	206	221	221	228	228	221	193	221	221
Metal Base	ZTA			Solda			ZTA			Metal Base
12	13	14	15	16			17	18	19	20
201	181	187	195	221			199	193	193	201
Metal Base	ZTA			Solda			ZTA			Metal Base
21	22	23	24	25			26	27	28	29
221	193	176	181	165			181	199	206	221

- Incerteza de Medição (U) = +/- 14 HV 10

- O campo laudo não faz parte do escopo de acreditação pela CGCRE.

Laudos.....Aprovado

Preparação.....ASTM E 3 - 07

Método do Ensaio.....ASTM E 92 - 08

Critério de Aceitação.....Max. 250 HV10

### Máquina de Ensaio

Identificação.....TL-022

Certificado de Calibração.....123.943-101

Data de Validade.....29 / 04 / 14

Entidade Emissora.....IPT

- ✓ Este relatório atende aos requisitos de acreditação pela CGCRE, que avaliou a competência do laboratório e comprovou sua rastreabilidade a padrões nacionais de medida.
- ✓ Os ensaios foram realizados nas condições ambientais: (21 +/- 1) °C.
- ✓ A incerteza expandida declarada é baseada em uma incerteza padrão combinada, multiplicada pelo fator de abrangência k=2, fornecendo um nível de confiança de aproximadamente 95%. A incerteza padrão de medição foi determinada de acordo com a publicação EA-4/02.
- ✓ Os resultados apresentados neste relatório têm significação restrita às amostras ensaiadas, não sendo extensivo a qualquer lote. É proibida a reprodução parcial deste relatório.

Ensaio realizado em 03 de Outubro de 2013.

Emissão de relatório em 03 de Outubro de 2013.

  
Tecg Sold, Cesar Ribeiro  
Signatário Autorizado

TEAM LAB – Tecnologia em Ensaio e Análises de Materiais  
Rua Dr. Pelágio Marques, 51 – CEP: 03512-010 – Vila Matilde – São Paulo – SP  
[www.teamlab.com.br](http://www.teamlab.com.br) - Telefone: (11) 2537-9007 / 2537-9009 / 2082-3406 / 2082-3399

REL Revisão 04 / F02-18

## ANEXO C: Relatório de Macro, Dureza e Tração (Pré-Aquecimento 150°C)



## Relatório de Ensaio

REL: 5776/13

Laboratório de Ensaio Acreditado pela CGCRE de acordo com a ABNT NBR ISO/IEC 17025, sob o Nº CRL 0387

Página 1 de 2

LABORATÓRIO DE ENSAIO PERTENCENTE À REDE BRASILEIRA DE LABORATÓRIOS DE ENSAIOS - RBLE

Solicitante / Interessado: MAXMILIAN MAINARDI

Endereço: Tel.: (11) 99659-7466 / (11) 2460-5872 / maxmilian.mainardi@gmail.com



## Informações Fornecidas Pelo Solicitante:

Pedido do Solicitante / Interessado ..... Mensagem eletrônica

Aplicação ..... Verificação das propriedades da junta soldada

Norma(s) de Referência ..... API 1104: 2005 (reafirmada 2010) / ASTM Standards

Metal de Base ..... API 5L Grau X65 PSL 2

Dimensões da Peça de Teste ..... Espessura: 1"

Informações Adicionais ..... Temperatura de pré-aquecimento: 150°C / Processo de soldagem: GTAW + SMAW

## 1 - ENSAIO DE TRAÇÃO

Identificação	Espessura (mm)	Largura (mm)	Área (mm²)	Carga Máxima		Tensão (MPa)	Local da ruptura	Laudo
				(kgf)	(N)			
T	26,1	25,2	657,7	39.698	390.300	592	Metal base	Aprovado

- Incerteza de Medição (U) = +/- 0,5%

- O campo laudo não faz parte do escopo de acreditação pela CGCRE.

Preparação ..... Item 5.6.2 e Figura 4

Método de Ensaio ..... Item 5.6.2.2

Critério de Aceitação ..... Item 5.6.2.3

Limite de Resistência Especificado ..... 535 - 760 MPa

## Máquina de Ensaio

Identificação ..... TL-017

Certificado de Calibração ..... DNTT 975c/13

Data de Validade ..... 04 / 09 / 14

Entidade Emissora ..... Dinateste

## Extensômetro

Identificação ..... TL-0117

Certificado de Calibração ..... DNTT 471c/13

Data de Validade ..... 23 / 04 / 14

Entidade Emissora ..... Dinateste

## 2 - MACROGRAFIA



Reagente Utilizado ..... Nital 10%

Inspeção Visual ..... Aumento de 10 vezes

Ampliação ..... 0,6: 1

Identificação	Lado	Reforço (mm)		Identificação e dimensões das descontinuidades detectadas
		Largura	Altura	
M	Face	36	2,0	Isento de descontinuidades
	Raiz	7	1,0	

- O campo laudo não faz parte do escopo de acreditação pela CGCRE.

Preparação ..... ASTM E 3 - 07

Método de Ensaio ..... ASTM E 340 - 06

Critério de Aceitação ..... Informativo

TEAM LAB - Tecnologia em Ensaio e Análises de Materiais  
 Rua Dr. Pelágio Marques, 51 - CEP: 03512-010 - Vila Matilde - São Paulo - SP  
[www.teamlab.com.br](http://www.teamlab.com.br) - Telefone: (11) 2537-9007 / 2537-9009 / 2082-3406 / 2082-3399

REL Revisão 04 / F02-18

  
 Cesar Ribeiro  
 Signatário Autorizado



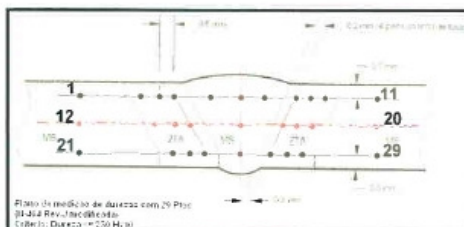
# Relatório de Ensaio

Laboratório de Ensaio Acreditado pela CGCRE de acordo com a ABNT NBR ISO/IEC 17025, sob o N° CRL 0387

REL: 5776/13

Página 2 de 2

## 3 - DUREZA HV 10



Metal Base	ZTA			Solda			ZTA			Metal Base
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
221	193	206	213	228	221	221	221	206	221	228
Metal Base	ZTA			Solda			ZTA			Metal Base
12	13	14	15	16			17	18	19	20
199	181	187	193	206			199	193	187	199
Metal Base	ZTA			Solda			ZTA			Metal Base
21	22	23	24	25			26	27	28	29
228	206	187	221	228			206	187	213	228

- Incerteza de Medição (U) = +/- 14 HV 10

- O campo laudo não faz parte do escopo de acreditação pela CGCRE.

Laudo .....Aprovado

Preparação .....ASTM E 3 - 07  
Método do Ensaio .....ASTM E 92 - 08  
Critério de Aceitação .....Max. 250 HV10

### Máquina de Ensaio

Identificação .....TL-022  
Certificado de Calibração .....123.943-101  
Data de Validade .....29 / 04 / 14  
Entidade Emitente .....IPT

- ✓ Este relatório atende aos requisitos de acreditação pela CGCRE, que avaliou a competência do laboratório e comprovou sua rastreabilidade a padrões nacionais de medida.
- ✓ Os ensaios foram realizados nas condições ambientais: (21 +/- 1) °C.
- ✓ A incerteza expandida declarada é baseada em uma incerteza padrão combinada, multiplicada pelo fator de abrangência k=2, fornecendo um nível de confiança de aproximadamente 95%. A incerteza padrão de medição foi determinada de acordo com a publicação EA-4/02.
- ✓ Os resultados apresentados neste relatório têm significação restrita às amostras ensaiadas, não sendo extensivo a qualquer lote. É proibida a reprodução parcial deste relatório.

Ensaios realizados em 03 de Outubro de 2013.

Emissão de relatório em 03 de Outubro de 2013.



  
Teco Solid Cesar Ribeiro  
Signatário Autorizado

TEAM LAB – Tecnologia em Ensaios e Análises de Materiais  
Rua Dr. Pelágio Marques, 51 – CEP: 03512-010 – Vila Matilde – São Paulo – SP  
[www.teamlab.com.br](http://www.teamlab.com.br) - Telefone: (11) 2537-9007 / 2537-9009 / 2082-3406 / 2082-3399

REL Revisão 04 / F02-18



## ANEXO D: Relatório do Ensaio de Impacto (Charpy-V)

	<b>PROAQT - Empreendimentos Tecnológicos Ltda.</b> Av. Marechal Rondon, 1100 - Osasco - SP - CEP 06093-010 Tel / Fax: (011) 3682-7946 - Tel: (011) 3699-3749 - e-mail: proaqt@proaqt.com.br Em Prol da Alta Qualidade e Tecnologia	CREA-SP nº 1137560  CRQ-IV nº 16915-F	Ensaio NBR ISO/IEC 17025 
	<b>RELATÓRIO DE ENSAIO</b> TESTING REPORT	LB. Nº 11555/13 Folha: 1 / 1 SHEET	
INTERESSADO: CUSTOMER <b>Maxmilian Mainardi</b>			

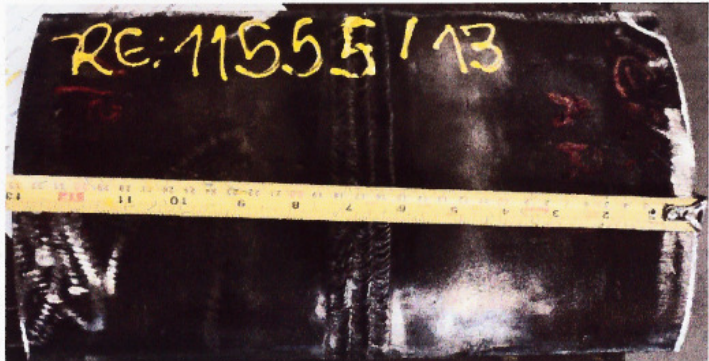
  

### ENSAIO FÍSICO

**1.0 Informações fornecidas pelo interessado para execução do ensaio:**

- Solicitação de Ensaio: Carta sem número de 30/09/2013
- Item: 1
- Material Base: API 5L-X65
- Espessura: 25,4mm
- Identificação da Amostra: AMB
- Norma de Referência: N-464 (Petrobras) / ASTM A370
- Denominação: Ensaio de Impacto Charpy.

**2.0 Foto da Amostra na Condição Recebida:**



**3.0 Ensaio de Impacto Charpy:**

Amostra	Regiões	Resultados Obtidos em JOULE			
		CP 01	CP 02	CP 03	Média
11555/13	Metal de Solda	72	70	71	71
	Z T A	136	152	117	135

- Temperatura de Ensaio: 0°C
- Dimensões: 10,0 x 10,0 x 55 mm
- Tipo de Entalhe: V. NOTCH
- Preparação do Corpo de Prova: Conforme Norma ASTM A 370/2012a Fig. 11(a)
- Método de Ensaio: Conforme Norma ASTM A 370/2012a
- Ensaio realizado no laboratório a temperatura ambiente de 23°C, através da Máquina de Ensaio de Impacto marca "TINIUS OLSEN" MQI 004, IT 406 CAPACIDADE 408J, Certificado 120481-101 em 14/11/2012.
- Incerteza de medição = ± 1J.


**4.0 Observações:**

4.1 Os resultados obtidos e apresentados no presente relatório têm significação restrita e aplicam-se somente às amostras ensaiadas. A sua reprodução, total ou parcial, só poderá ser feita mediante prévia autorização da Proaqt.

4.2 "A incerteza declarada é baseada em uma incerteza padrão combinada, multiplicada pelo fator de abrangência k=2, fornecendo um nível de confiança de aproximadamente 95%. A incerteza padrão de medição foi determinada de acordo a publicação EA-4/02."


Ensaio realizado em 04 de Outubro de 2013



04-OCT. 2013

Engº Luiz Shuñi Mikami  
CREA Nº 0601042527

Emissão do relatório em 04 de Outubro de 2013



Sector de Metalurgia  
PROAQT  
Luiz Antonio Jorge  
TÉCNICO METALÚRGICO



**PROAQT - Empreendimentos Tecnológicos Ltda.**  
 Av. Marechal Rondon, 1100 - Osasco - SP - CEP 06093-010  
 Tel / Fax: (011) 3682-7946 - Tel: (011) 3699-3749 - e-mail: proaqt@proaqt.com.br  
 Em Prol da Alta Qualidade e Tecnologia

CREA-SP n° 1137560

CRQ-IV n° 16915-F

Ensaios  
 NBR ISO/IEC  
 17025



## RELATÓRIO DE ENSAIO

TESTING REPORT

LB. N° 11556/13

Folha: 1 / 1  
 SHEET

INTERESSADO:  
 CUSTOMER **Maxmilian Mainardi**

### ENSAIO FÍSICO

#### 1.0 Informações fornecidas pelo interessado para execução do ensaio:

- Solicitação de Ensaio: Carta sem número de 30/09/2013
- Item: 2
- Material Base: API 5L-X65
- Espessura: 25,4mm
- Identificação da Amostra: 150
- Norma de Referência: N-464 (Petrobras) / ASTM A370
- Denominação: Ensaio de Impacto Charpy.

#### 2.0 Foto da Amostra na Condição Recebida:



#### 3.0 Ensaio de Impacto Charpy:

Amostra	Regiões	Resultados Obtidos em JOULE			
		CP 01	CP 02	CP 03	Média
11556/13	Metal de Solda	83	75	78	79
	Z T A	137	154	110	134

- Temperatura de Ensaio: 0°C
- Dimensões: 10,0 x 10,0 x 55 mm
- Tipo de Entalhe: V. NOTCH
- Preparação do Corpo de Prova: Conforme Norma ASTM A 370/2012a Fig. 11(a)
- Método de Ensaio: Conforme Norma ASTM A 370/2012a
- Ensaio realizado no laboratório a temperatura ambiente de 23°C, através da Máquina de Impacto marca "TINIUS OLSEN" MQI 004, IT 406 CAPACIDADE 408J, Certificado 120481-101 em 14/11/2012.
- Incerteza de medição =  $\pm 1J$ .

#### 4.0 Observações:

- 4.1 Os resultados obtidos e apresentados no presente relatório têm significação restrita e aplicam-se somente às amostras ensaiadas. A sua reprodução, total ou parcial, só poderá ser feita mediante prévia autorização da Proaqt.
- 4.2 "A incerteza declarada é baseada em uma incerteza padrão combinada, multiplicada pelo fator de abrangência  $k=2$ , fornecendo um nível de confiança de aproximadamente 95%. A incerteza padrão de medição foi determinada de acordo a publicação EA-4/02."

Ensaio realizado em 04 de Outubro de 2013

&

Emissão de relatório em 04 de Outubro de 2013

LB-11556/13



Eng° Luiz Shuiti Mikami  
 CREA N° 0601042527

04 OUT 2013

Setor de Metalurgia  
**PROAQT**  
 Luiz Antonio Jorge  
 TÉCNICO METALÚRGICO