

JOÃO PEDRO PAZIAN MONTES SOLDERA

COMPARAÇÃO DE CONSUMÍVEIS E7018-1 PARA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO
DE DUTOS DE AÇOS ARBL

SÃO PAULO

2019

JOÃO PEDRO PAZIAN MONTES SOLDERA

COMPARAÇÃO DE CONSUMÍVEIS E7018-1 PARA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO
DE DUTOS DE AÇOS ARBL

Trabalho de formatura apresentado à
Escola Politécnica da Universidade de São
Paulo.

Dr. Sérgio Duarte Brandi

SÃO PAULO

2019

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Catálogo-na-publicação

Soldera, João Pedro

Comparação de consumíveis E7018-1 para soldagem em operação de dutos de aços ARBL / J. P. Soldera -- São Paulo, 2019.

62 p.

Trabalho de Formatura - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais.

1.Soldagem em Operação 2.Eletrodo Revestido 3.Aço ARBL I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais II.t.

Dedicatória

Para meus pais

Agradecimentos

Este trabalho leva meu nome na capa, mas muitas outras pessoas também participaram dele, direta ou indiretamente.

Destes, agradeço primeiramente à minha família, em especial meus pais, Adriana e Nereu, meus avós, meus tios e tias e minha prima Letícia, por ter me apresentado há muitos anos o interesse pela Química, que culminou com a graduação em Engenharia Metalúrgica. Agradeço também à Lara Andrade Oliveira, por todo o apoio, ajuda e incentivo, sem os quais não este trabalho não teria sido concluído.

Agradeço aos meus amigos e colegas de departamento e de Poli, que contribuíram com estudos compartilhados, trabalhos divididos e também muitas risadas e parceria, essenciais para que esses longos anos de Poli parecessem mais curtos.

Agradeço ao Professor Dr. Sérgio Duarte Brandi e toda à Equipe do Grupo de Pesquisa em Soldagem e Junção (GPSJ), pela orientação, ideias e direcionamentos quando o caminho deste trabalho não se mostrava tão evidente. Em especial, Gustavo José Suto de Souza, Nicollas Freitas de Arruda, Thiago Ferreira Martins, Cristiana Maria Marçal Freire, Nilo Nogueira da Silva e Rodolfo Oliveira Cantieri, por toda a ajuda na execução desse trabalho.

Agradeço à Petrobras pelo apoio financeiro, através do projeto nº 0050.0086316.13.9.

RESUMO

Tubulações e dutos fabricados em aços de alta resistência baixa liga (ARBL) podem, devido as suas condições operacionais, necessitar de reparos que sejam realizados enquanto o fluido passa pelo duto. Esse reparo, quando realizado por soldagem, é conhecido como soldagem em operação, e muitas vezes é realizado através de soldagem por eletrodo revestido. Os consumíveis utilizados para essas soldagens, tendo em vista o elevado risco presente na sua realização, demandam testes prévios para qualificação do eletrodo, realizados em ambiente seguro, de forma a analisar se as propriedades atingidas pelo metal de solda são suficientes para a aplicação. Porém, o fluido presente no duto pode gerar condições reais diferentes daquelas existentes durante a qualificação. O objetivo desse trabalho é avaliar a extensão do efeito do fluido nas propriedades mecânicas da junta soldada por eletrodos do tipo AWS E7018-1, analisando para isso ensaios mecânicos de tração, dobramento e impacto, e também avaliar a diferença de respostas de eletrodos de dois fabricantes distintos - aqui chamados de X e Y para fins de confidencialidade - a diferentes regimes de resfriamento. No ensaio de tração foi possível observar que, mesmo sob resfriamento, os cordões de solda atendem a especificação da norma AWS 5.1 quanto ao limite de resistência à tração, replicando o resultado observado na literatura, mas não atingem a propriedade normatizada quanto ao alongamento quando sob efeito de taxa de resfriamento mais acentuada. No ensaio de dobramento, a região soldada mostrou-se mais resistente que suas adjacências, principalmente nos corpos de prova submetidos a taxas de resfriamento superiores, que tiveram maior incidência de rompimentos, porém, sem que houvesse reprovação do ensaio de acordo com a norma. Já no ensaio de impacto, apesar de realizado fora da especificação apresentada em norma, foi possível notar a influência do resfriamento em ambos os fabricantes, porém, gerando respostas opostas entre eles, de forma que apenas o fabricante X reproduziu o comportamento observado na literatura.

Palavras-chave: Soldagem em operação; Eletrodo revestido; ARBL; Soldagem a arco.

ABSTRACT

Pipelines and ducts made of high strength low alloy steels (HSLA) may, due to their operating conditions, require repairs to be made while the fluid passes through the duct. These repairs, when performed by welding, are known as in-service welding, and is often accomplished through shielded metal arc welding (SMAW). The consumables used for these welding procedures, in view of the high risk present in their welding, require prior tests for electrode qualification, performed in a safe environment, in order to analyze if the properties achieved by the weld metal are sufficient for the application. However, the fluid present in the pipeline may generate real conditions different from those existing during qualification. The objective of this work is to evaluate the extent of the fluid effect on the mechanical properties of the AWS E7018-1 electrode welded joint, by analyzing tension, bending and impact tests, and also to evaluate the difference in electrode responses from two different manufacturers - here referred to as X and Y for confidentiality - to different cooling regimes. In the tension test, it was observed that, even under cooling, the weld beads met the AWS 5.1 specification for tensile strength limit, as observed in analyzed studies, but did not reach the standardized elongation property. In the bending test, the welded region was more resistant than its surroundings, especially in the specimens subjected to higher cooling rates, which had a higher incidence of ruptures. However, none of the tested specimens were reproved according to specification parameters. In the impact test, although performed outside the specification presented in the standard, it was possible to notice the influence of cooling in both manufacturers, however, generating opposite responses between them, with only manufacturer X reproducing the behavior found in literature.

Keywords: in-service welding; shielded metal arc welding; SMAW; HSLA; arc welding.

Lista de figuras

Figura 3.1 – Evolução dos aços API 5LX ao longo dos anos (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013).....	17
Figura 3.2 - Desenvolvimento dos aços API 5LX com o passar do tempo, indicando elementos de liga e rotas de produção (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013).....	18
Figura 3.3 - Representação de reparo em dupla calha com união das luvas com o duto (WATABANE JUNIOR, 2016).....	20
Figura 3.4 - Representação de um reparo por trepanação (WERNER SÖLKEN, 2019)	21
Figura 3.5 – Macrografia representando o reparo por deposição de solda (PEREIRA, 2012)	22
Figura 3.6 – Radiografia de cordão que apresenta perfuração (PEREIRA, 2012)	23
Figura 3.7 – Representação de trinca induzida por hidrogênio na ZAC (KÜCHLER, 2009).....	24
Figura 3.8 – Esquema da soldagem com eletrodo revestido (SOUZA, 2018)	26
Figura 3.9 – Detalhe de soldagem feita com eletrodo revestido, indicando seus componentes (SOUZA, 2018)	27
Figura 4.1 – Configuração do chanfro utilizado (AWS 5.1)	31
Figura 4.2 – Croqui do corpo de prova para ensaio de tração longitudinal (AWS B4.0).....	32
Figura 4.3 - Croqui dos corpos de prova para junta soldada (AWS D1.1)	34
Figura 4.4 – Croqui dos corpos de prova para junta soldada (AWS D1.1)	35
Figura 4.5 – Croqui do arranjo dos roletes e do cutelo (AWS D1.1)	35
Figura 4.6 – Croqui do corpo de prova utilizado conforme norma (ASTM A 370)	36
Figura 4.7 – Macrografias padrão para análise de fratura com percentual de cisalhamento (ASTM A 370).....	37
Figura 4.8 – Esquema das medidas para cálculo de percentual dúctil/frágil de fratura em ensaio Charpy	38
Figura 5.1 – Macrografia do ensaio de tração do CP EYSR (Fonte: autoral)	39

Figura 5.2 – Gráfico dos limites de resistência de corpos de prova sem resfriamento forçado	40
Figura 5.3 - Gráfico dos limites de escoamento de corpos de prova sem resfriamento forçado	40
Figura 5.4 - Gráfico do alongamento de corpos de prova sem resfriamento forçado	41
Figura 5.5 - Gráfico da redução de área de corpos de prova sem resfriamento forçado	41
Figura 5.6 - Gráfico dos limites de resistência de corpos de prova com resfriamento forçado	42
Figura 5.7 - Gráfico dos limites de escoamento de corpos de prova sem resfriamento forçado	42
Figura 5.8 - Gráfico do alongamento de corpos de prova sem resfriamento forçado	43
Figura 5.9 - Gráfico da redução de área de corpos de prova sem resfriamento forçado	43
Figura 5.10 - Gráfico dos limites de resistência de corpos de prova do fabricante X.....	44
Figura 5.11 - Gráfico dos limites de escoamento de corpos de prova do fabricante X	44
Figura 5.12 - Gráfico do alongamento de corpos de prova do fabricante X....	45
Figura 5.13 - Gráfico da redução de área de corpos de prova do fabricante X	45
Figura 5.14 - Gráfico dos limites de resistência de corpos de prova do fabricante Y.....	46
Figura 5.15 - Gráfico dos limites de escoamento de corpos de prova do fabricante Y	46
Figura 5.16 - Gráfico do alongamento de corpos de prova do fabricante Y....	47
Figura 5.17 - Gráfico da redução de área de corpos de prova do fabricante Y	47
Figura 5.18 - Gráfico da energia absorvida nos ensaios de impacto pelos corpos de prova sem resfriamento.....	52
Figura 5.19 - Gráfico da energia absorvida nos ensaios de impacto pelos corpos de prova com resfriamento.....	52

Figura 5.20 - Gráfico da energia absorvida nos ensaios de impacto pelos corpos de prova do fabricante X53

Figura 5.21 - Gráfico da energia absorvida nos ensaios de impacto pelos corpos de prova do fabricante Y53

Lista de tabelas

Tabela 4.1– Composição Química consumível E7018 (AWS 5.1)	30
Tabela 4.2 – Composição química metal de base (ASTM A36)	31
Tabela 4.3 – Dimensões do corpo de prova para o ensaio de tração (AWS B4.0)	32
Tabela 4.4 – Dimensões dos corpos de prova utilizados no ensaio de tração	33
Tabela 4.5 – Critérios de aceitação para o ensaio de tração (AWS 5.1)	33
Tabela 4.6 – Dimensões A e B para determinação de ductilidade da fratura .	38
Tabela 5.1 – Resultados dos ensaios de tração	39
Tabela 5.2 – Resultados dos ensaios de dobramento	49
Tabela 5.3 – Ocorrências nos ensaios de dobramento.....	49
Tabela 5.4 – Resultados dos ensaios de impacto	51
Tabela 5.5 – Análise da ductilidade da fratura (medidas aproximadas).....	55

Lista de siglas e abreviações

ARBL	Alta resistência baixa liga
API	<i>American Petroleum Society</i>
TCMR	<i>Thermomechanical Controlled Rolling</i>
ZAC	Zona Afetada pelo Calor
AWS	<i>American Welding Society</i>
EXSR	Ensaio do fabricante X Sem Resfriamento
EXCR	Ensaio do fabricante X Com Resfriamento
EYSR	Ensaio do fabricante Y Sem Resfriamento
EYCR	Ensaio do fabricante Y Com Resfriamento
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
do	Diâmetro inicial
so	Comprimento inicial
Kgf	Kilograma-força
MPa	Mega Pascal
Lo	Comprimento inicial da parte alongada
Lu	Comprimento final da parte alongada
A	Alongamento percentual
df	Diâmetro final da parte alongada
Z	Redução de área da secção transversal da parte alongada
DF	Direção da face do cordão
DR	Direção da raiz do cordão
MAG	<i>Metal Active Gas</i>

SUMÁRIO

Dedicatória.....	iii
Agradecimentos	iv
RESUMO	v
ABSTRACT	vi
Lista de figuras	vii
Lista de tabelas.....	x
Lista de siglas e abreviações	xi
1 INTRODUÇÃO	14
2 OBJETIVOS.....	15
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	16
3.1 DUTOS ARBL	16
3.2 SOLDAGEM EM OPERAÇÃO	19
3.2.1 Possíveis problemas na soldagem em operação	22
3.2.2 Prevenção de trincas induzidas por hidrogênio	24
3.3 Processo de soldagem por eletrodo revestido	25
3.3.1 Conceito	25
3.3.2 Consumível	27
3.4 Qualificação de consumíveis	28
3.4.1 Variação na taxa de resfriamento.....	29
4 MATERIAIS E MÉTODOS	30
4.1 Consumíveis.....	30
4.2 Material de base	30
4.3 Parâmetros de soldagem	31
4.4 Ensaios Mecânicos.....	32
4.4.1 Ensaio de Tração	32
4.4.2 Ensaio de Dobramento.....	34

4.4.3	Ensaio de Impacto Charpy	36
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	39
5.1	Ensaio de tração	39
5.1.1	Fabricantes sem resfriamento forçado da solda	40
5.1.2	Fabricantes com resfriamento forçado da solda	42
5.1.3	Condições de resfriamento no fabricante X	44
5.1.4	Condições de resfriamento no fabricante Y	46
5.1.5	Ensaio de tração transversal	48
5.2	Ensaio de Dobramento	49
5.3	Ensaio de Impacto Charpy	51
6	CONCLUSÕES	59
7	TRABALHOS FUTUROS	60
8	REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	61

1 INTRODUÇÃO

Aços alta resistência e baixa liga (ARBL) foram desenvolvidos para atender a demanda da indústria petroleira por materiais que pudessem suportar condições de operação mais intensas, como os oleodutos instalados no Alasca. Era necessário, para a montagem de tais dutos, que sua soldagem pudesse ser feita no local de instalação e que a produtividade deles fosse elevada. Assim, gerou-se uma demanda por um material que tivesse boa soldabilidade e que mantivesse suas dimensões mesmo com uma espessura menor, culminando na criação de dos aços ARBL. (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013)

Porém, todo material está sujeito a desgastes e, devido ao comprimento desses dutos, é necessário que os reparos sejam efetuados no local e, muitas vezes, durante a passagem de um fluido, a fim de não prejudicar o abastecimento e também reduzir os impactos ambientais da falha. (KÜCHLER, 2009)

Assim, a soldagem em operação repara dutos sem a parada de seu funcionamento. E técnicas distintas podem ser usadas nesses reparos, como a utilização de luvas metálicas ao redor da área afetada ou até mesmo a utilização de uma tubulação adjacente, esvaziando a área danificada até o reparo completo. (PEREIRA, 2012)

Entretanto, como qualquer procedimento que envolva alterações no material, a soldagem em operação pode gerar problemas estruturais, como, por exemplo, perfurações e trincas por hidrogênio. De forma a evitar tais problemas, é necessário escolher o melhor procedimento de soldagem. (PEREIRA, 2012)

A soldagem por eletrodo revestido, uma técnica versátil e de baixo custo, permite a prevenção (ou redução das chances) de falhar pelos problemas acima citados. Além disso, é uma técnica que facilita a mobilidade da máquina e do operador, podendo facilmente deslocar-se até o local da falha para executar a soldagem em operação. (KÜCHLER, 2009)

O uso de consumíveis chamados básicos auxilia na redução da presença do hidrogênio no metal de solda e pode ajudar a evitar os problemas gerados por ele (KÜCHLER, 2009). Mas é necessário garantir que o eletrodo produza o resultado necessário naquela operação, sendo assim necessária a sua qualificação, que será tratada em partes neste trabalho, uma vez que, para realizá-la, alguns ensaios se fazem necessários.

2 OBJETIVOS

O objetivo deste trabalho é comparar consumíveis E7018-1 com relação a dois parâmetros: fabricante e taxa de resfriamento.

De início, eletrodos de dois fabricantes distintos (X e Y) serão comparados entre si, buscando determinar qual apresenta melhores resultados em ensaios mecânicos de tração, dobramento e impacto.

Posteriormente, o trabalho prosseguirá comparando taxas de resfriamento distintas, simulando a soldagem em operação, com soldagens experimentais executadas com os eletrodos dos dois fornecedores, analisando o efeito da taxa de resfriamento na junta soldada e verificando a extensão desse impacto para cada fabricante, novamente fazendo uso dos ensaios mecânicos acima citados.

Com isso, busca-se verificar a validade do procedimento de qualificação, analisando se a condição simulada de soldagem em operação pode tornar um consumível aprovado pela norma em um eletrodo reprovado pela mesma norma, segundo alguns ensaios considerados nesse trabalho.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 DUTOS ARBL

Aços de Alta Resistência Baixa Liga (ARBL), em inglês *High Strength Low Alloy* (HSLA) são aços que, por meio da adição de elementos de liga, atingem limite de escoamento superior a 40 ksi e, devido ao seu baixo teor de carbono, possuem boa soldabilidade, justificando sua aplicação para dutos de longas distâncias, como os oleodutos e gasodutos, que, devido ao seu comprimento, precisam ser montados em campo. (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013)

As vantagens do uso desse tipo de aço para a produção de tubulações estão nas possibilidades de redução da espessura da parede ou aumento da pressão interna. Dessa forma, é possível ampliar o volume de fluido transportado e reduzir a quantidade de material utilizado para a confecção do duto (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013) além de diminuir os gastos com transporte e montagem da tubulação em si. (PEREIRA, 2012)

O desenvolvimento dos aços ARBL visou a aplicação na indústria petroleira, tendo em vista a necessidade de um material que suportasse condições extremas e que aumentasse a produtividade do transporte através duto. Assim, foi necessário o desenvolvimento de um novo produto e, conseqüentemente, de um meio de produção, que suportasse tais condições. E assim surgem os aços API 5L, com destaque aqui para os de grau X, caracterizados pela alta resistência. (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013)

Os aços API 5LX têm sido desenvolvidos e aperfeiçoados ao longo dos anos, desde 1948, com o tubo de grau X42, até os dias atuais, com tubos de grau X100 e X120 (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013), como mostrado na Figura 3.1, onde o número apresentado após o X indica a tensão mínima de escoamento do material, em ksi. (FRANCISCO, 2016)

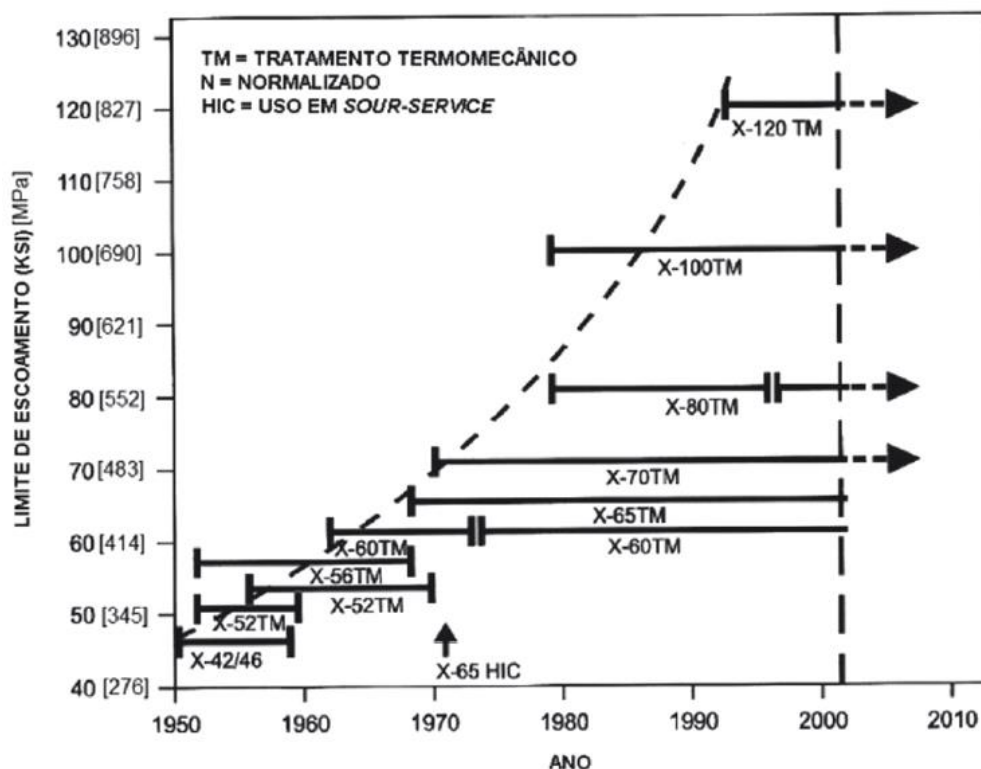


Figura 3.1 – Evolução dos aços API 5LX ao longo dos anos (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013)

Com a introdução dos aços API 5LX, a busca por melhorias em suas propriedades também teve início. Em 1959, paralelamente ao desenvolvimento do aço X52, foi construído o primeiro duto de aço ARBL, nos Estados Unidos. Na década de 60, com o X52 ainda em evidência, teve início a exploração de petróleo na região do Alasca onde, devido às condições climáticas, surgiram problemas nas tubulações, como trincas de grande extensão. Isso levou a mudanças no ciclo produtivo (processos mecânicos e composição das ligas) dos aços API, tornando possível a fabricação de aços com grau X60. (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013)

Até a década de 1960, a rota de produção dos aços API grau até X60 se baseava na laminação a quente e normalização. Porém, a partir da década de 1970 foi introduzida a chamada laminação controlada (TCMR – *Thermomechanical Controlled Rolling*). Essa rota permitiu a produção de aços com maiores requisitos mecânicos, devido à redução do tamanho de grão e do teor de carbono, além da adição de elementos de liga, como nióbio e vanádio e que vem sendo aperfeiçoada constantemente até os dias atuais, como indica o gráfico da Figura 3.2. (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013)

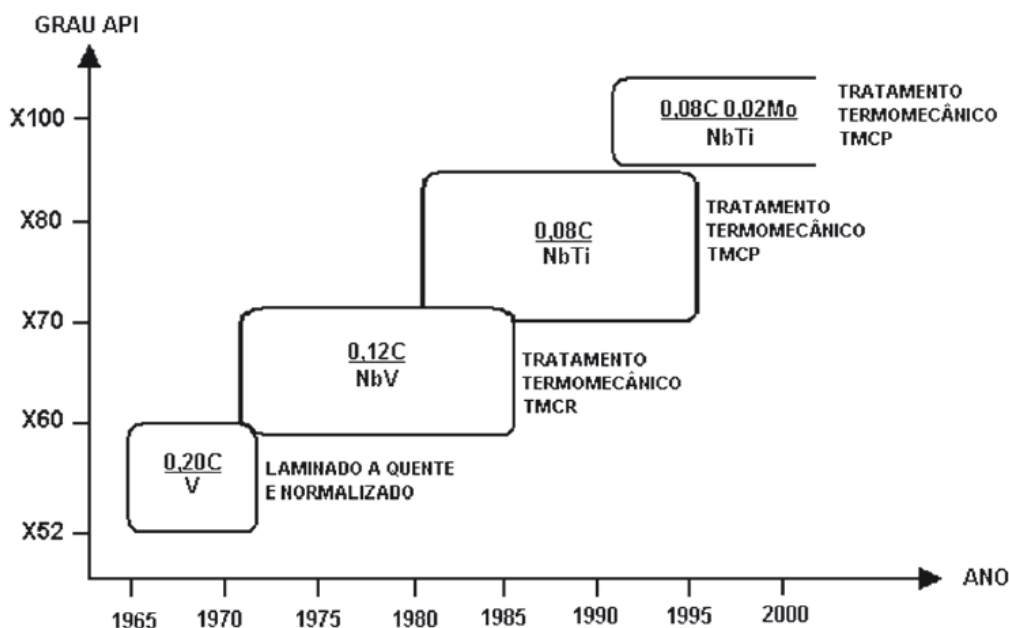


Figura 3.2 - Desenvolvimento dos aços API 5LX com o passar do tempo, indicando elementos de liga e rotas de produção (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013)

A produção dos tubos API 5LX através do método TCMR segue a uma rota determinada.

O material é elaborado em conversores LD (equipamento utilizado para o refino de aço através de sopro de oxigênio), onde se visa reduzir os teores de carbono e fósforo e adicionar de elementos de liga e cálcio (acrescentado para esferoidizar as inclusões).

Em seguida, o aço passa para a etapa de laminação, onde ocorre a maior redução de espessura. Há um aquecimento, para solubilização de carbonetos, tanto de nióbio quanto de vanádio. O titânio presente na liga impede o crescimento dos grãos austeníticos, que posteriormente acabam se transformando em finos grãos ferríticos. Há uma etapa intermediária de laminação, a de desbaste, que adequa a geometria do aço para a laminação final no menor número de passes possível.

Por fim, o aço é resfriado abaixo da temperatura de recristalização e laminado novamente, possibilitando grande deformação e gerando uma microestrutura com grandes resistências mecânica e tenacidade, formada por grãos finos e alongados. (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013)

3.2 SOLDAGEM EM OPERAÇÃO

A soldagem em operação é, de acordo com a norma N-2163 (Soldagem e Trepanação em Equipamentos, Tubulações Industriais e Dutos em Operação) da Petrobras, a “técnica onde se realiza soldagem de equipamentos, tubulações e dutos que contenham qualquer produto ou seus resíduos pressurizados ou não com ou sem fluxo, sem a necessidade de paradas operacionais”. Ela é realizada para reparo ou adaptações quando não é possível ou rentável a parada da tubulação (KÜCHLER, 2009). Os reparos são realizados para conter descontinuidades na linha e as adaptações caracterizam-se como derivações ou conexões do duto principal (PEREIRA, 2012).

A necessidade de reparos e adaptações advém das intempéries pelas quais passam esses dutos e tubulações. Devido às longas distâncias cobertas pelos óleo e gasodutos, eles estão sujeitos a agentes da natureza, como chuva e amplitude térmica, que acentuam e aceleram os problemas de desgaste natural pelos quais os materiais passam ao longo do seu período de utilização. (KÜCHLER, 2009)

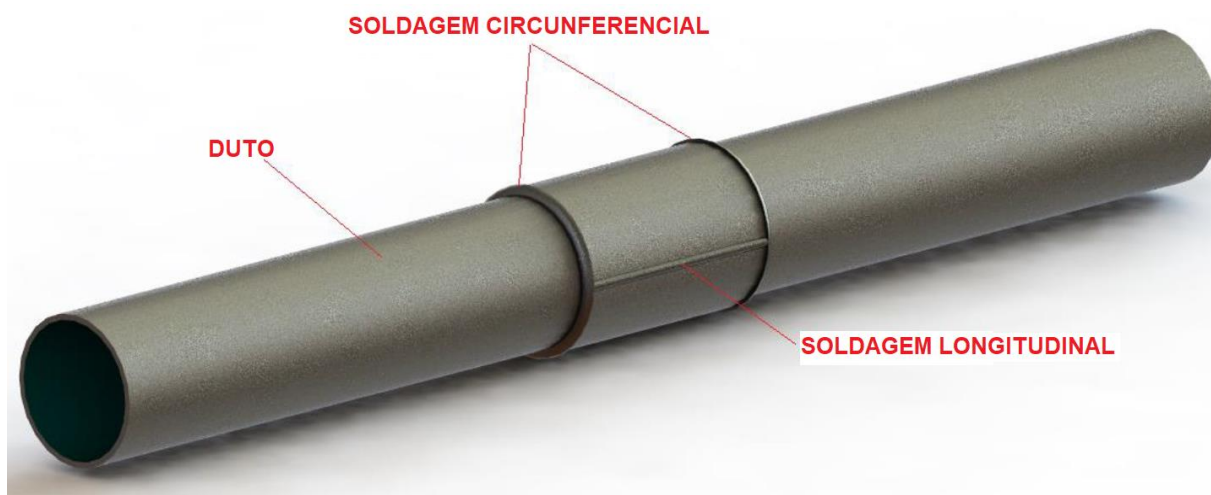
A realização da soldagem em operação é característica, principalmente, da indústria de óleo e gás, uma vez que nela existe uma necessidade de manter o abastecimento de suas unidades (KÜCHLER, 2009), prevenir contra perda do produto, assim como também é importante evitar quaisquer contaminações ao meio ambiente (PEREIRA, 2012).

Por se tratar de um procedimento realizado em campo, alguns fatores adicionais devem ser considerados, tais como o acesso ao local e a influência do ambiente exterior aos parâmetros de soldagem, de forma a obter uma qualidade satisfatória. (KÜCHLER, 2009)

Para a realização da soldagem em operação, existem alguns métodos. Os principais são: dupla-calha, trepanação e reparo por deposição de solda.

O método da dupla-calha consiste em envolver a tubulação com luvas bipartidas, cobrindo a região que necessita de reparo, unindo as metades da luva com cordões de solda. Por se tratar de um método de baixo custo e fácil execução, é o mais comumente empregado para a soldagem em operação, também por ser aplicável para solução da maioria dos problemas que demandam correção sem possibilidade de interrupção da linha. (KÜCHLER, 2009)

Essa reparação pode ser realizada de duas formas, sendo uma delas mostrada na 3.3, diferindo na união das luvas com a tubulação: no primeiro tipo, na parte superior da figura, as duas luvas são soldadas entre si, sem união delas com o duto, usando de outros materiais para garantir a ausência de folga; já no segundo, na parte inferior, as luvas são soldadas à tubulação, além de serem unidas entre si, atendendo aos requisitos estruturais dos dutos. Dessa forma, apenas o segundo pode ser aplicado a tubulações que sofrem com vazamento. (PEREIRA, 2012)



**Figura 3.3 - Representação de reparo em dupla calha com união das luvas com o duto
(WATABANE JUNIOR, 2016)**

O método de trepanação é a adição de conexões, responsáveis por desviar o fluido do trecho que necessita de reparo, como pode ser visto na 3.4, com uso de técnicas de soldagem e de válvulas para controle de fluxo. Esse procedimento permite não apenas a manutenção de trechos (incluindo possíveis trocas), como também a adição de novas derivações na tubulação, necessitando, portanto, de mão de obra qualificada (KÜCHLER, 2009).

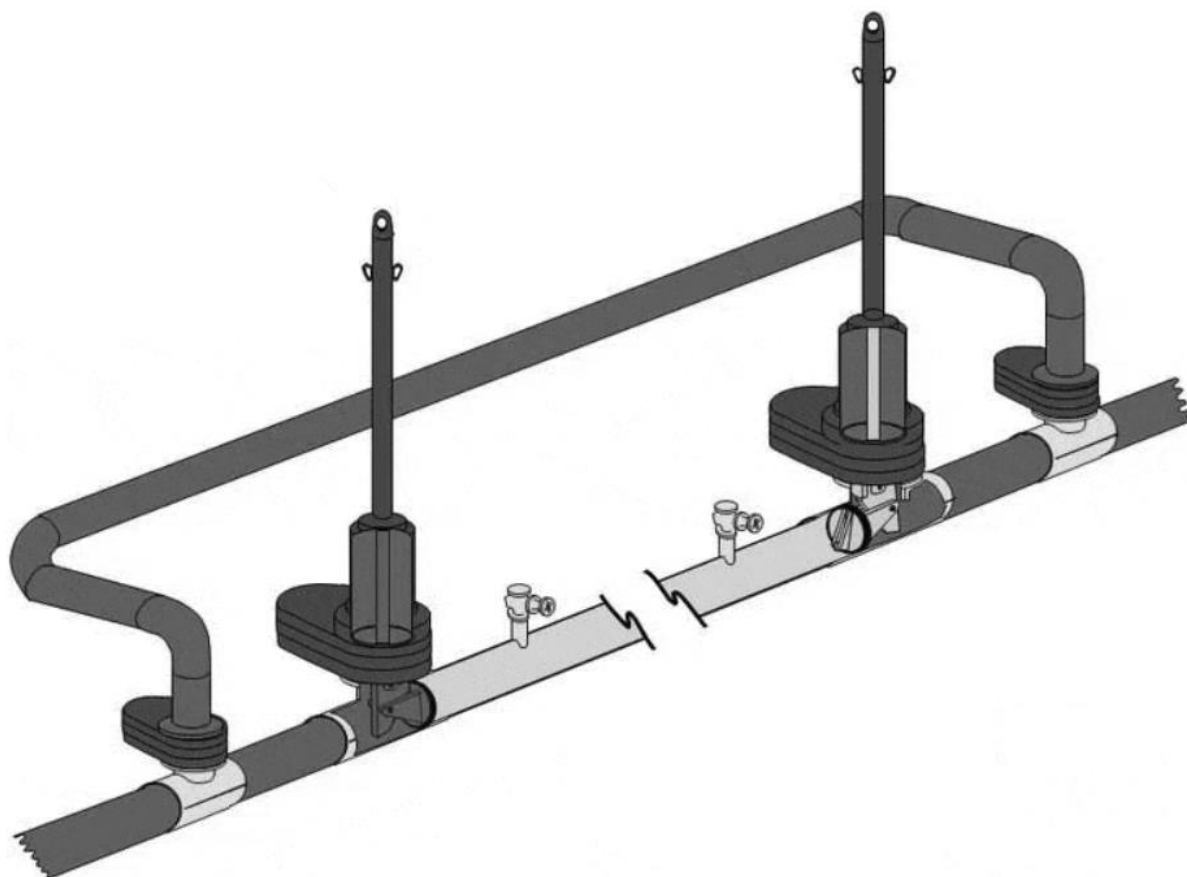


Figura 3.4 - Representação de um reparo por trepanação (WERNER SÖLKEN, 2019)

A macrografia do reparo por deposição de solda, como apresentado na 3.5, é uma representação do mais simples dos métodos citados, bastando a soldagem sobre a região que precisa ser reparada. Apesar da facilidade para a realização do procedimento, é importante ressaltar a dificuldade existente pelo risco de perfuração e proximidade com o fluxo do duto, gerando um maior gradiente térmico, que pode provocar trincas a frio. Por esse motivo o método é preterido em relação ao método de dupla calha. (PEREIRA, 2012)

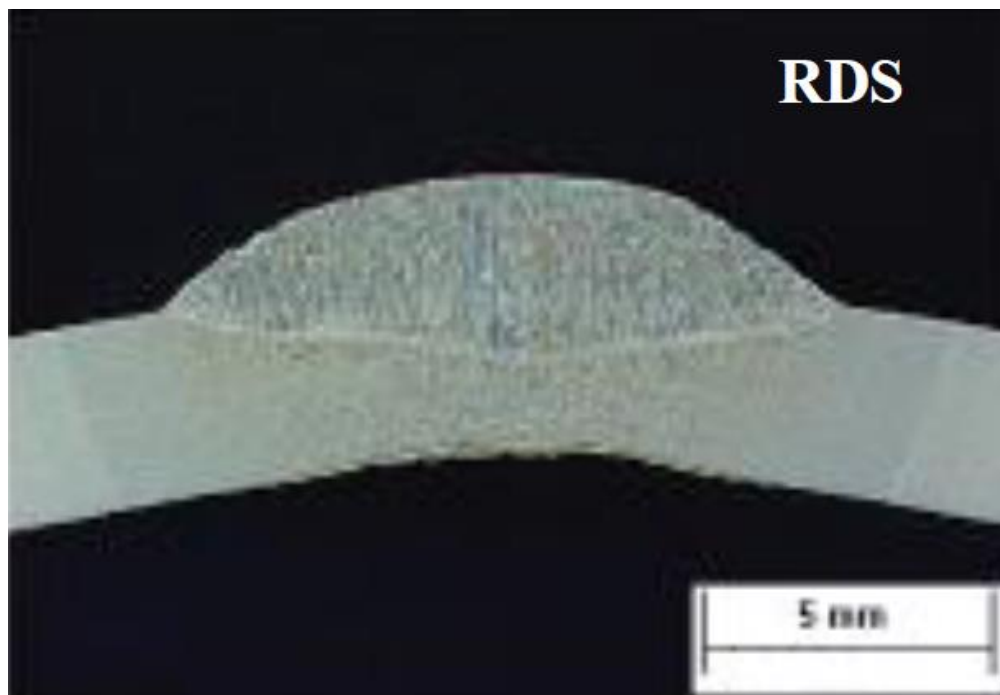


Figura 3.5 – Macrografia representando o reparo por deposição de solda (PEREIRA, 2012)

3.2.1 Possíveis problemas na soldagem em operação

Como é uma técnica empregada com a passagem de fluido pelo duto, um resfriamento acelerado da região pode ocorrer (SOUZA, 2018), levando a alguns riscos, dentre os quais é importante destacar o risco de perfuração da tubulação e a possibilidade de trincas a frio induzidas por hidrogênio (PEREIRA, 2012). O resfriamento acelerado durante o procedimento de soldagem também pode acarretar em aumento da propensão de trinca na Zona Afetada pelo Calor (ZAC). (FORTES, 2004)

A perfuração do duto, como vista na 3.6, pode ocorrer caso a seção adjacente à poça de fusão não tenha resistência suficiente para suportar as tensões provenientes da operação do duto. Em caso de perfuração, pode ocorrer o vazamento do fluido ou até mesmo parada total do sistema, para prevenção de acidentes. (KÜCHLER, 2009)

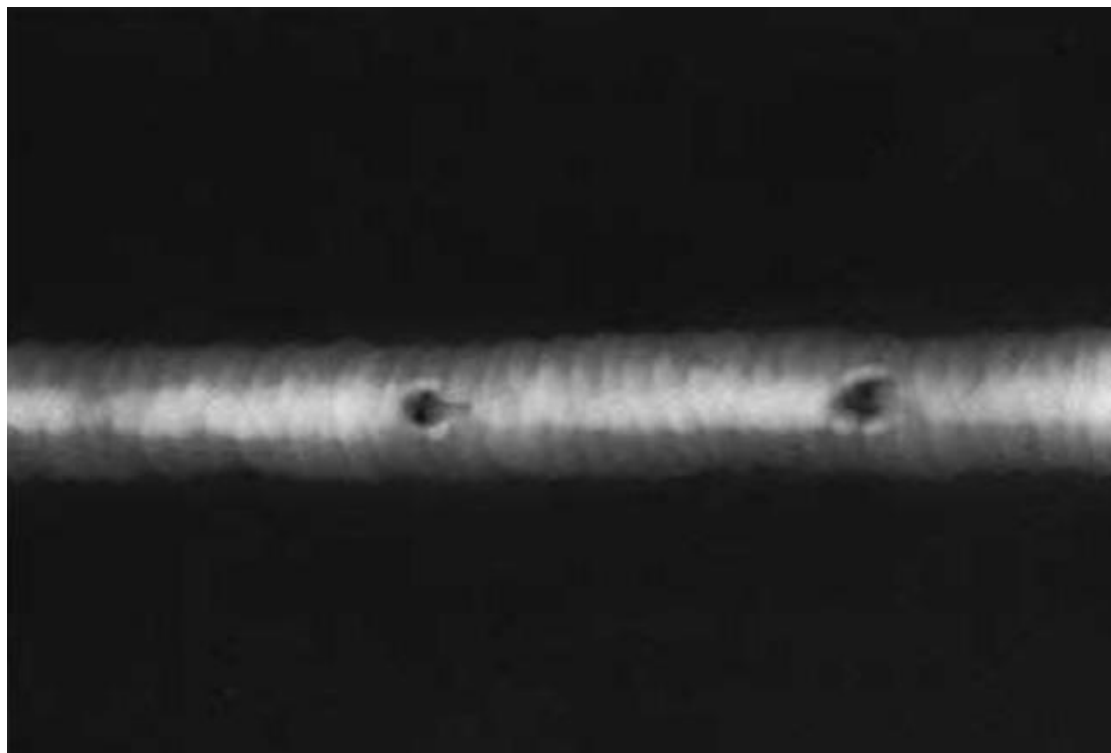


Figura 3.6 – Radiografia de cordão que apresenta perfuração (PEREIRA, 2012)

A possibilidade de perfuração depende, além da espessura da seção abaixo da poça, dos parâmetros de soldagem e das condições operacionais da tubulação. A penetração aumenta com o aumento da energia de soldagem e a penetração de hidrogênio do processo de soldagem. Aliando a redução desses dois fatores, reduz-se o risco de perfuração. Além disso, para manter a energia e o potencial e reduzir o risco de perfuração, a utilização de eletrodos com diâmetros menores é recomendada, uma vez que a redução do diâmetro permite o aumento da energia de soldagem sem alterar o aporte térmico. (KÜCHLER, 2009)

Já as trincas a frio induzidas por hidrogênio, como vistas na Figura 3.7, são resultado de fragilização causada por esse elemento. Tal fragilização depende de 4 fatores: tensões residuais de tração, microestrutura suscetível, baixa temperatura (inferior a 150°C) e a presença do hidrogênio. No caso analisado no presente trabalho, o parâmetro que pode ser controlado é a concentração de hidrogênio final na junta soldada, fator acentuado nos processos de soldagem em operação, devido ao resfriamento acelerado da região. (SOUZA, 2018)

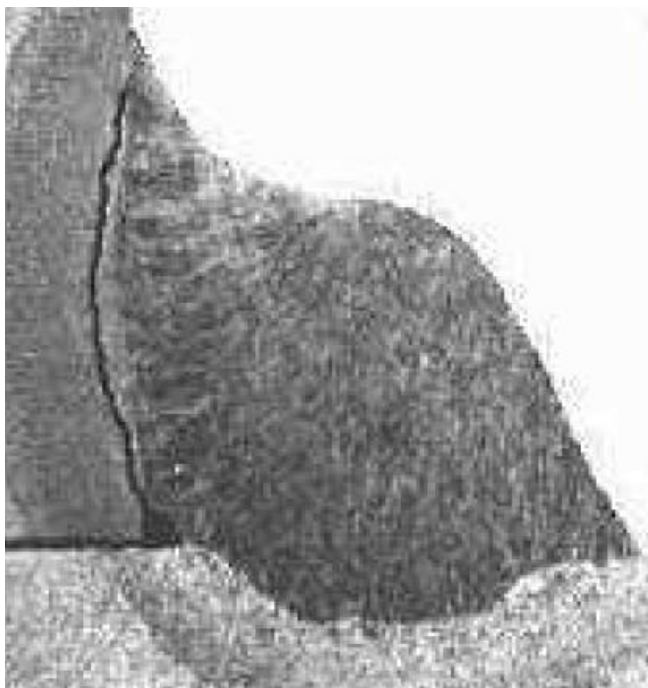


Figura 3.7 – Representação de trinca induzida por hidrogênio na ZAC (KÜCHLER, 2009)

O hidrogênio na soldagem provém da umidade presente nos gases de proteção, dos contaminantes do metal de base e do revestimento de eletrodos. Controlando o hidrogênio nesses fatores, que passariam para os gases de proteção e, em seguida, para o metal de solda, controla-se o hidrogênio final do metal de solda (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013). Com o resfriamento e subsequente solidificação do metal, a solubilidade do hidrogênio diminui, com uma parte podendo ficar diluída no metal líquido, sem ser eliminada para a atmosfera. É essa parte diluída que, com a solidificação do metal, pode gerar os empoamentos e subsequentes trincas. (SOEIRO JÚNIOR; ROCHA; BRANDI, 2013)

3.2.2 Prevenção de trincas induzidas por hidrogênio

Para evitar as trincas induzidas por hidrogênio é importante buscar por procedimentos de soldagem que minimizem todos os quatro fatores causadores. Dessa forma, é possível diminuir ainda mais as chances de falha da tubulação. Existem algumas maneiras de se controlar os fatores causadores, dentre elas podemos destacar três: o controle do hidrogênio, o controle da microestrutura e o controle das tensões no material (KÜCHLER, 2009).

Para o controle do hidrogênio no metal de solda, tendo em vista os fatores de solubilidade apresentados anteriormente, uma das maneiras possíveis é prolongar o

resfriamento do metal na faixa de 300 a 200°C, temperaturas nas quais a difusão do hidrogênio gasoso ocorre. Esse prolongamento é atingido pelo preaquecimento da região, que contribui também removendo possíveis contaminantes superficiais. (KÜCHLER, 2009)

O controle microestrutural, por outro lado, é mais subjetivo que o controle do hidrogênio. A suscetibilidade à trinca aumenta conforme a resistência mecânica da junta aumenta e é associada a microestruturas com elevada dureza, no entanto, há microestruturas com durezas semelhantes e suscetibilidades diferentes. (KÜCHLER, 2009)

Quando se trata do controle das tensões, é importante ter em mente que elas podem ter origem de fontes externas ou de movimentações internas do metal. Para evitar essas tensões, é importante controlar a geometria do elemento instalado, a energia de soldagem e outros parâmetros, como a composição do metal de solda e a sequência dos passes. (KÜCHLER, 2009)

Os procedimentos de soldagem também contribuem para evitar as trincas induzidas por hidrogênio. Para que essa prevenção seja bem realizada, os procedimentos têm especificados em norma a energia mínima de soldagem, o preaquecimento mínimo e procedimentos com passe de revenido, que busca reduzir as tensões geradas no material. Esses três parâmetros são definidos para que, tanto o metal de solda quanto a ZAC, tenham propriedades químicas e mecânicas suficientes para evitar a fragilização por hidrogênio.

3.3 Processo de soldagem por eletrodo revestido

3.3.1 Conceito

A soldagem em operação, por ser realizada em campo na maioria das vezes, demanda um fácil acesso à região que precisa de reparos e também fácil realização. Dentre os processos de soldagem atualmente disponíveis, o eletrodo revestido, esquematizado na Figura 3.8, é o que apresenta melhor alinhamento com tais necessidades. (KÜCHLER, 2009)

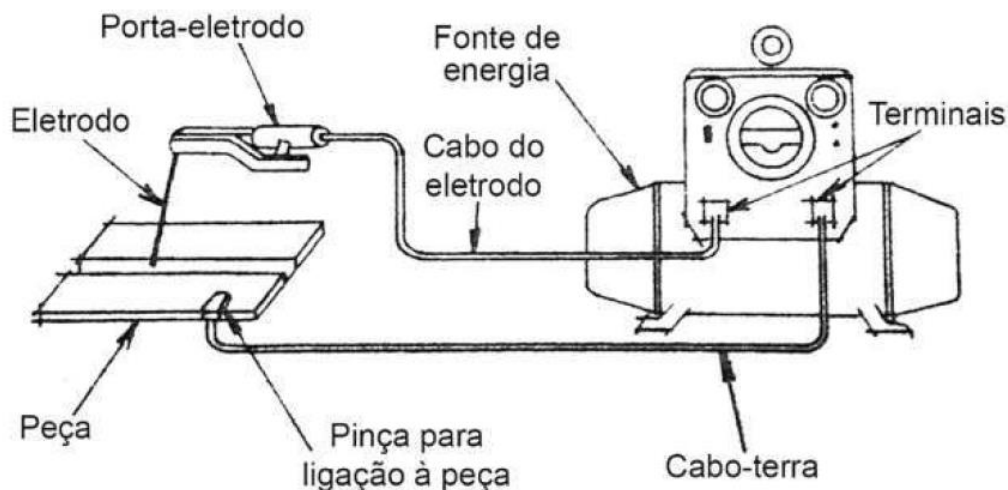


Figura 3.8 – Esquema da soldagem com eletrodo revestido (SOUZA, 2018)

Versátil, de baixo custo e com grande disponibilidade de mão-de-obra qualificada, ainda se destaca pela adaptabilidade a altas taxas de resfriamento. Além disso, é possível controlar a quantidade de hidrogênio difusível com a utilização de eletrodos básicos, usando também o pré-aquecimento da região a ser soldada. (KÜCHLER, 2009)

Porém, apesar de todas essas vantagens, o processo de soldagem por eletrodo revestido ainda apresenta algumas desvantagens. Sua eficiência é baixa e a qualidade da junta soldada depende em grande parte da habilidade do soldador (SOEIRO JÚNIOR, 2013), por se tratar de um processo puramente manual. (SOUZA, 2018)

O eletrodo é composto por uma alma metálica e um revestimento, responsável pela geração de gases de proteção da poça de fusão, composto por substâncias minerais ou orgânicas, que pode ser depositado sobre a alma por extrusão (método mais comum), imersão em banho ou enrolado. A Figura 3.9 apresenta o detalhe de uma soldagem com eletrodo revestido, evidenciando as informações apresentadas. (SOUZA, 2018)

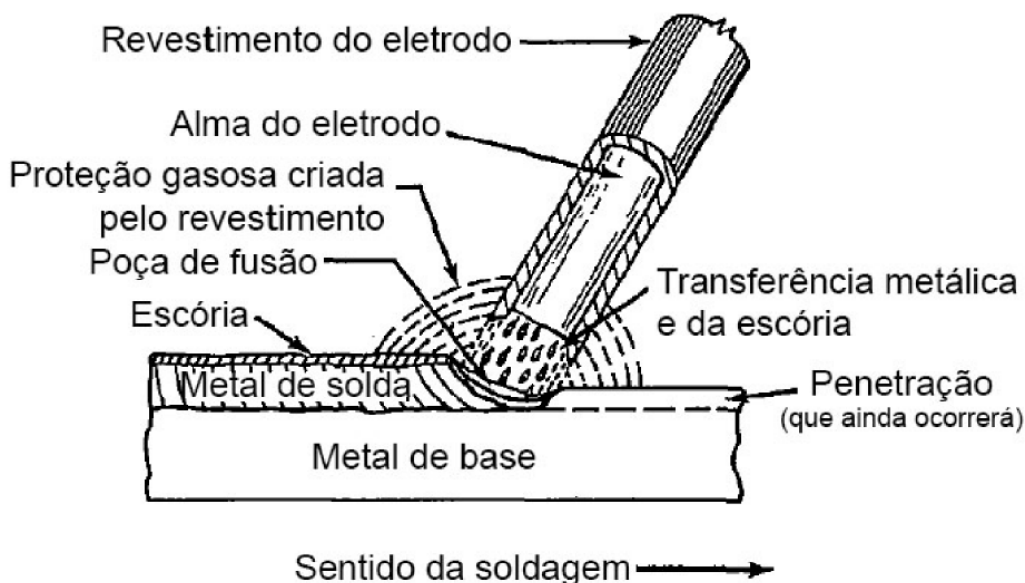


Figura 3.9 – Detalhe de soldagem feita com eletrodo revestido, indicando seus componentes (SOUZA, 2018)

Tais revestimentos podem ser divididos em quatro classificações: ácidos, básicos, rútilicos e celulósicos. Para a soldagem em operação de aços carbono, a aplicação mais usual é de eletrodos básicos. (SOUZA, 2018)

3.3.2 Consumível

Para a classificação de eletrodos revestidos no Brasil, as normas utilizadas são da AWS (*American Welding Society*) e, para esse trabalho, a norma AWS 5.1 (*Specification for Carbon Steel Electrodes for Shielded Metal Arc Welding*) foi utilizada, uma vez que são eletrodos para soldagem a arco de aços carbono.

Para a nomenclatura designada por essa norma, o seguinte padrão é obedecido: os primeiros dois dígitos indicam o limite de resistência (em ksi) e os dois dígitos restantes indicam posição de soldagem, revestimento e polaridade. No caso do eletrodo E7018 analisado, seu limite de resistência mínimo é de 70 ksi, revestimento básico com pó de ferro, usável em qualquer posição de soldagem, com corrente alternada ou contínua. (SOUZA, 2018)

De acordo com a norma AWS 5.1, os eletrodos E7018 tem uma cobertura com potássio, pó de ferro e baixo hidrogênio e deve produzir um metal de solda com, no máximo, 1,6% de Mn, 0,75% de Si, 0,3% de Ni, 0,2% de Cr, 0,3% de Mo e 0,08% de V, com a somatória desses percentuais ficando abaixo de 1,75%. Seu ressecamento

(retirada de água do revestimento, para evitar contaminação do metal de solda com hidrogênio) deve ser efetuado entre 260 e 427°C, por uma a duas horas.

Esse consumível é recomendado para soldagens de grande responsabilidade em virtude da obtenção de cordões de solda com propriedades mecânicas diferenciadas e com baixo teor de hidrogênio difusível, essenciais para aplicações como a soldagem em operação de dutos. (VAZ, 2011)

Além disso, o eletrodo do tipo E7018 é utilizado para a soldagem em operação por se tratar de um eletrodo do tipo básico, classificado dessa forma em virtude da composição do seu revestimento ser de baixo hidrogênio. O fato da presença do hidrogênio ser menor nesse eletrodo contribui para a redução da concentração desse elemento na poça de fusão e, conseqüentemente, no metal de solda. (VAZ, 2011)

Como a soldagem em operação apresenta taxas de resfriamento aceleradas, o tempo para eliminar o hidrogênio dissolvido é menor (MODENESI, 2012). Assim, com menos hidrogênio, a sua eliminação da poça de fusão se torna mais fácil.

Para que o consumível possa ser utilizado na soldagem em operação, ele deve atender a norma N-1859 (Qualificação de Consumíveis de Soldagem) da Petrobras, passando por ensaios que determinarão sua aplicabilidade à determinada atividade.

3.4 Qualificação de consumíveis

Para uso do consumível, é necessário qualifica-lo conforme norma N-1859 (Qualificação de Consumíveis de Soldagem) da Petrobras. Por se tratar, dentro da classificação da norma, de um consumível de uso geral, os eletrodos passam pelos ensaios descritos a seguir, porém, é importante observar algumas condições específicas colocadas.

Os ensaios exigidos em norma para o eletrodo E7018 incluem análise química, radiografia e ensaio de tração da junta soldada, ensaio de impacto, teste de soldagem em posição vertical e sobre-cabeça e análise de umidade.

A norma N-1859 pede no seu item B ("Qualificação para consumíveis de Uso geral), além dos ensaios requisitados na AWS 5.1, um cálculo da excentricidade do revestimento, uma avaliação de hidrogênio difusível, com limite de 8 ml de hidrogênio por 100 g de metal depositado, cálculos de eficiência e taxa de deposição e um ensaio de solda em ângulo.

3.4.1 Variação na taxa de resfriamento

Extrapolando os procedimentos da qualificação normatizada, a busca por condições simuladas da soldagem em operação se faz necessária, de forma a mostrar que, mesmo em condições de resfriamento severas como a existente em dutos em operação, o consumível se comportará adequadamente. Assim, o uso de água como meio refrigerante (como utilizado nesse trabalho), apesar de apresentar uma taxa de resfriamento superior a presente nos dutos reais, é aceitável. Isso porque o uso de outros fluidos mais próximos aos da realidade pode trazer riscos, por se tratarem de compostos inflamáveis e até mesmo tóxicos. (BRUCE, 2002)

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Para atingir os objetivos propostos por esse trabalho, foram realizadas soldagens utilizando-se eletrodos revestidos do tipo básico, com o equipamento de soldagem Lincoln Power Wave S500 e material de base do tipo aço carbono, em conformidade com a norma AWS 5.1 (ANSI/AWS. ANSI/AWS 5.1-91. *Specification for carbon steel electrodes for shielded metal arc welding, Standard 5.1*).

Para realizar as comparações entre fabricantes e taxas de resfriamento, foram executadas soldagens usando eletrodos de dois produtores, com diferentes regimes de resfriamento, com auxílio de dispositivo para realizar o resfriamento forçado através de jatos de água na superfície oposta à de soldagem. Sendo assim, foram soldadas manualmente 4 juntas experimentais, nomeadas EXSR, EXCR, EYSR e EYCR, sendo X e Y os fabricantes e SR e CR as condições de resfriamento (Sem/Com Resfriamento).

4.1 Consumíveis

Os eletrodos testados foram do tipo AWS 5.1 E7018-1. A composição química do metal de solda em norma deve ser a seguinte:

Tabela 4.1– Composição Química consumível E7018 (AWS 5.1)

Carbono	N.E.
Manganês	< 1,60%
Silício	< 0,75%
Fósforo	N.E.
Enxofre	N.E.
Níquel	< 0,30%
Cromo	< 0,20%
Molibdênio	< 0,30%
Vanádio	< 0,08%
Mn+Ni+Cr+Mo+V	< 1,75%

4.2 Material de base

Na realização das soldagens, foi utilizado como metal de base o aço ASTM A36 conforme norma de qualificação do consumível, em chapas com dimensões 200 x 120 x 7,94mm.

As juntas foram de topo, com chanfro em V, ângulo de 60° e abertura de raiz de 1/4" (cerca de 6,4 mm), conforme figura 4.1.

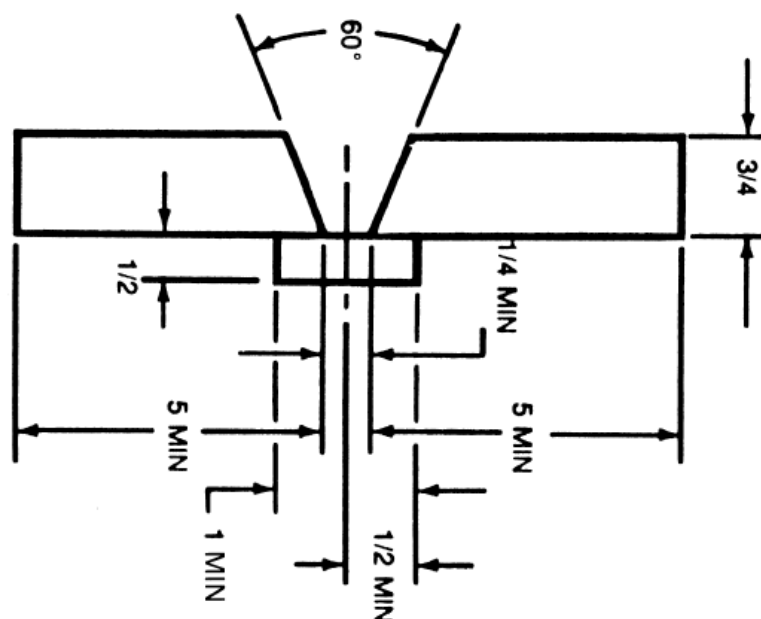


Figura 4.1 – Configuração do chanfro utilizado (AWS 5.1)

A composição química das chapas de aço utilizadas é a seguinte:

Tabela 4.2 – Composição química metal de base (ASTM A36)

Carbono	< 0,25%
Manganês	N.E.
Fósforo	< 0,030%
Enxofre	< 0,030%
Silício	< 0,40%

4.3 Parâmetros de soldagem

As soldagens, por fazerem parte de um mesmo projeto, tiveram como parâmetros os mesmos apresentados por (SOUZA, 2018) para corrente de soldagem, velocidade de soldagem e também para condição de resfriamento, utilizando do mesmo aparato para realização do resfriamento forçado.

Sendo assim, a corrente de soldagem utilizada foi de 98A, com velocidade de soldagem de 100 mm/min, utilizando o equipamento Lincoln Power Wave S500 na configuração “soft stick 7018”.

4.4 Ensaios Mecânicos

Foram realizados os seguintes ensaios mecânicos, conforme norma:

4.4.1 Ensaio de Tração

Para os ensaios de tração longitudinal, foram elaborados 4 corpos de prova (1 para cada junta soldada). Os corpos de prova foram confeccionados conforme a norma AWS B4.0:2016, apresentado na figura 4.2.

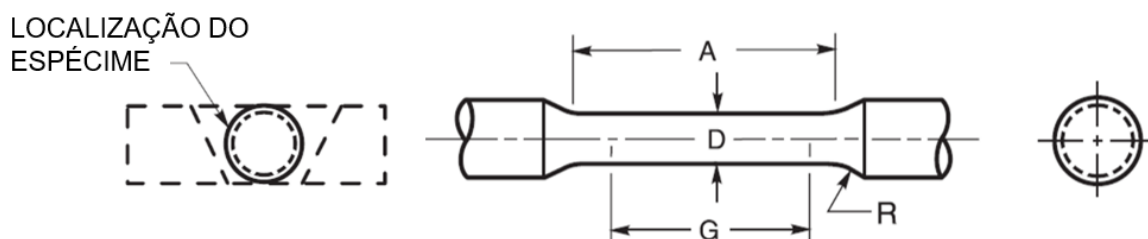


Figura 4.2 – Croqui do corpo de prova para ensaio de tração longitudinal (AWS B4.0)

As dimensões dos corpos de prova utilizados nesse trabalho seguem norma, conforme Tabela 4.3:

Tabela 4.3 – Dimensões do corpo de prova para o ensaio de tração (AWS B4.0)

A	44 mm
D	$9 \pm 0,18$ mm
G	$35 \pm 0,127$ mm
R	6 mm

O procedimento para ensaio foi realizado conforme a norma ASTM E8/E8M Ed: 2013a, que especifica como início do procedimento de execução do ensaio a medida dos corpos de prova, apresentadas na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 – Dimensões dos corpos de prova utilizados no ensaio de tração

Corpo do Prova	Diâmetro do CP (D)	Seção Transversal	Comprimento (G)
EXSR	9,04 (mm)	64,18(mm ²)	35
EXCR	8,90	62,21	35
EYSR	8,88	61,93	35
EYCR	8,93	62,63	35

Após a medição e verificação de que os corpos de prova atendiam a norma segundo a qual foram produzidos, foi realizada a marcação do comprimento a ser analisado para a redução de área (indicado pela letra G no croqui).

Feita a marcação, o corpo de prova foi posicionado na máquina de ensaios universal Tinius Olsen MTR-006, escala 60T (certificado de calibração DNTT-0236c/2019, emitido em 15/03/2019), de forma que não houvesse indicação de força sendo aplicada ao espécime ensaiado enquanto a máquina estivesse em repouso.

Por fim, o ensaio foi executado e os resultados coletados. A análise gráfica das curvas tensão x deformação permitiram a determinação do limite de resistência à tração e do limite de escoamento, apresentadas neste trabalho. O cálculo do alongamento e da redução de área da secção transversal após a fratura, pela medição do corpo de prova (utilizando o Paquímetro Nº 006, com certificado D12736/2018 de 24/10/2018) e comparação com suas medidas anteriores ao ensaio, serão apresentados na seção Resultados e Discussão.

Os critérios de aceitação para o ensaio de tração na norma são:

Tabela 4.5 – Critérios de aceitação para o ensaio de tração (AWS 5.1)

Limite de Resistência à Tração	Limite de Escoamento (0,2%)	Alongamento
482 MPa	399 MPa	22%

Importante notar que, conforme relatório de ensaio, a incerteza do equipamento é de $\pm 1\%$ do valor indicado, baseada em uma incerteza padrão combinada, multiplicada pelo fator de abrangência $k=2$, fornecendo um nível de confiança de, aproximadamente, 95%.

4.4.1.1 Ensaio de Tração Transversal

Para os ensaios de tração transversal foram elaborados 8 corpos de prova (2 para cada junta soldada). Eles foram confeccionados conforme AWS D1.1/2015, exemplificado na Figura 4.3, correspondendo aos CPs designados como “Espécime de tensão de seção reduzida”.



Figura 4.3 - Croqui dos corpos de prova para junta soldada (AWS D1.1)

O ensaio foi realizado conforme AWS D1.1/2015 item 4.9.3.4, realizando-se medição das menores largura e espessura correspondentes, ensaiando em seguida o CP até ruptura sob tensão. Em seguida, foram determinadas a carga máxima e a área da seção transversal e, dividindo a primeira pela segunda, se obtém a resistência à tração.

4.4.2 Ensaio de Dobramento

Para os ensaios de dobramento, foram elaborados 16 corpos de prova (4 para junta soldada). Para cada chapa soldada, foram feitos dois ensaios de face e dois ensaios de raiz, cujos resultados serão apresentados posteriormente neste trabalho. Os corpos de prova foram confeccionados conforme a norma AWS D1.1/2015, com dimensões de 7,5 x 40 x 250, conforme Figura 4.4, com os corpos de prova para dobramento correspondendo aos “Espécimes para flexão lateral”.



Figura 4.4 – Croqui dos corpos de prova para junta soldada (AWS D1.1)

O ensaio de dobramento foi realizado conforme a norma AWS D1.1/2015 Item 4.9.3.1, que especifica que cada corpo de prova seja flexionado em um separador de testes determinados, sendo que o separador utilizado neste trabalho segue o esquema apresentado na Figura 4.5.

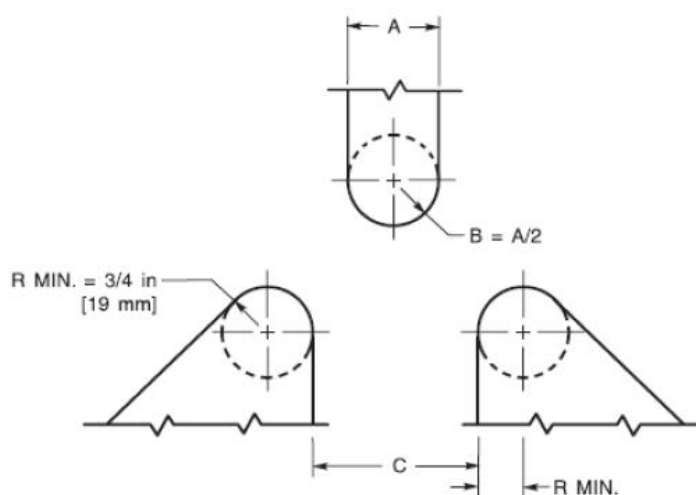


Figura 4.5 – Croqui do arranjo dos roletes e do cutelo (AWS D1.1)

As dimensões adotadas para o ensaio foram:

- A (diâmetro do cutelo): 38,1 mm;
 B (raio do cutelo): 19,0 mm;
 C (distância entre roletes): 60,3 mm.

A região a ser ensaiada (raiz ou face) é posicionada voltada para a folga, no membro matriz com a solda a meio vão. O êmbolo força o espécime até que ele atinja a forma de U, de forma que a zona fundida e a ZAC estejam inteiramente dentro da região flexionada.

Os critérios de aceitação apresentados na norma determinam que, após análise visual em busca de descontinuidades, a aprovação do ensaio esteja condicionada a descontinuidades menores que:

- 3 mm em qualquer direção da superfície; ou
- 10 mm, considerando a soma do tamanho das descontinuidades entre 1 mm e 3 mm; ou
- 6 mm, a trinca de canto máxima (exceto quando a trinca resultar de inclusão visível de escória ou outro tipo de descontinuidade de fusão) não deve ultrapassar 3 mm. Caso a trinca de canto exceda 6 mm sem evidência de descontinuidade, o espécime deve ser desconsiderado e um corpo de prova substituto deve ser testado.

4.4.3 Ensaio de Impacto Charpy

Para os ensaios de impacto, foram elaborados 12 corpos de prova (3 para cada junta soldada). Os corpos de prova foram confeccionados com dimensões de 10 x 7,5 x 55 mm com entalhe em formato de V de 2 mm na zona fundida, centralizada, conforme a norma ASTM A 370/2016 apresentado na Figura 4.6.

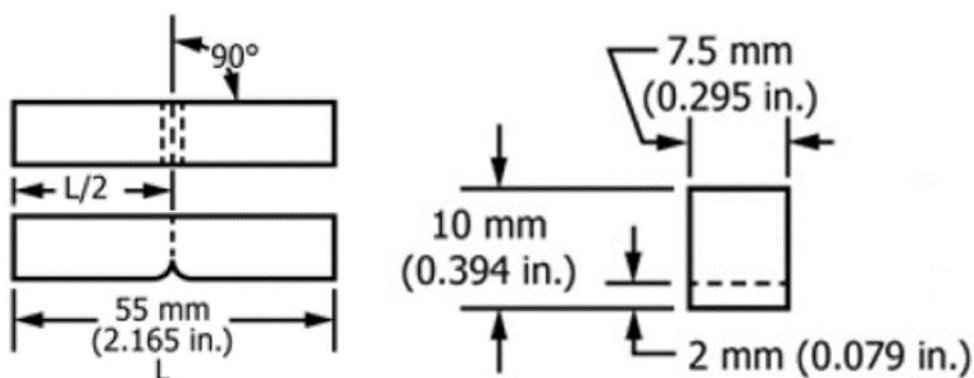


Figura 4.6 – Croqui do corpo de prova utilizado conforme norma (ASTM A 370)

O ensaio foi realizado conforme ASTM A 370/2016, que especifica que, para um resultado mínimo médio, três corpos de prova devem ser testados, como realizado nesse trabalho. Os corpos de prova foram classificados como subespécimes em virtude das dimensões apresentadas, no caso, a espessura inferior a 11 mm.

O procedimento experimental requer que o corpo de prova a ser analisado seja posicionado na máquina de testes, aqui uma máquina de ensaio de impacto da marca Tinius Olsen MQI 004, IT 406 com capacidade de 408 J (certificado 172757-101 de 30/04/2019, incerteza de medição de $\pm 1\%$ do valor indicado), e fraturado no máximo 5 segundos após sua remoção do meio refrigerante, que aqui armazenava o espécime a 0°C.

Em seguida, são colhidos os resultados para cada análise, apresentados na seção Resultados e Discussão, e, com as superfícies de fratura, parte-se para uma análise do percentual de cisalhamento da trinca, com base em macrografias que servem de parâmetro para análise dos resultados (Figura 4.7).

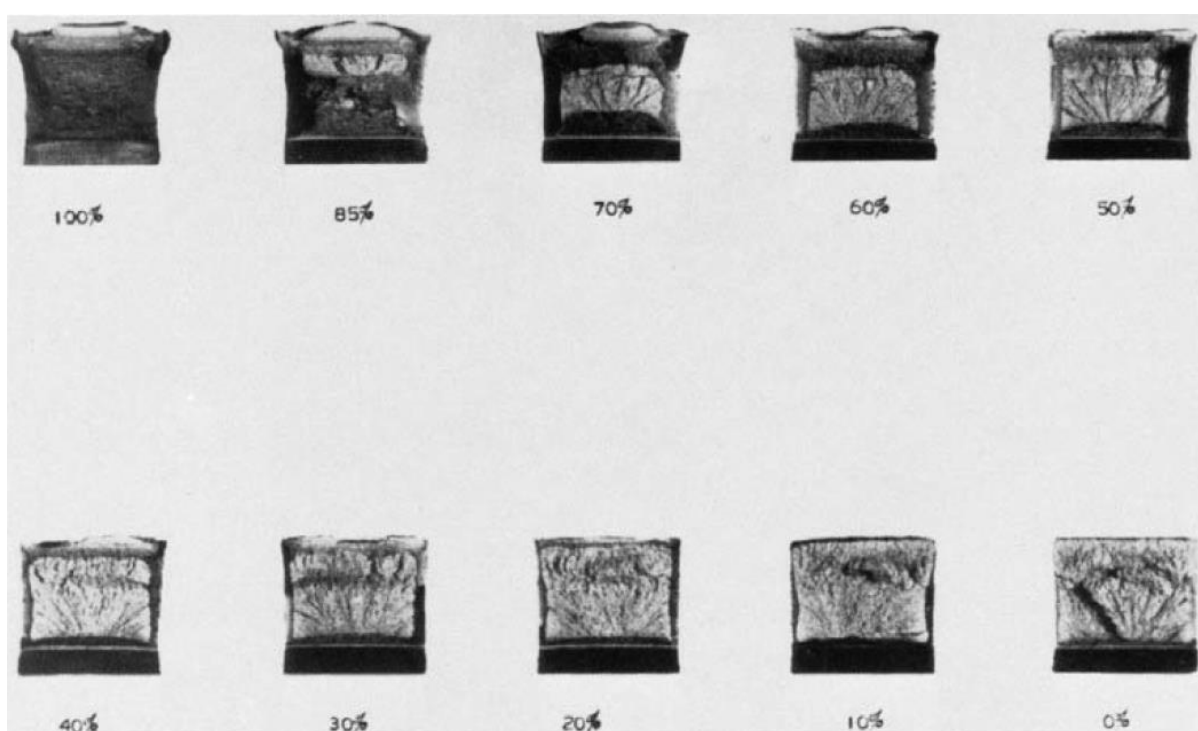


Figura 4.7 – Macrografias padrão para análise de fratura com percentual de cisalhamento (ASTM A 370)

Além da Figura 4.6, pode ser utilizada a Figura 4.7, que possibilita o cálculo do percentual dúctil da fratura do corpo de prova ensaiado. Ela utiliza das medidas A e B que, seguindo tabela apresentada na norma e reproduzida abaixo, permite determinar quanto da fratura tem comportamento dúctil.

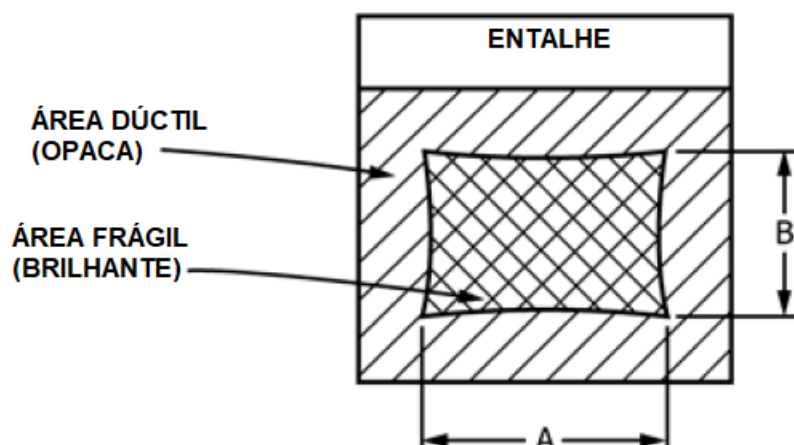


Figura 4.8 – Esquema das medidas para cálculo de percentual dúctil/frágil de fratura em ensaio Charpy

O critério de aceitação apresentado na norma AWS 5.1 determina, para o ensaio de impacto Charpy, que a média dos resultados seja superior a 27J, sendo que nenhum dos ensaios individuais tenha resultado inferior a 20J. Porém, a temperatura exigida por essa norma é de -29°C e, por um erro operacional, os ensaios foram realizados em temperatura superior a essa. Essa divergência compromete a comparação dos resultados com o valor normatizado, porém, em nada interferem na análise comparativa entre fabricantes e entre taxas de resfriamento, uma vez que as condições para todos os ensaios foram as mesmas.

Tabela 4.6 – Dimensões A e B para determinação de ductilidade da fratura

Dimensão B, mm	Dimensão A, mm																		
	1.0	1.5	2.0	2.5	3.0	3.5	4.0	4.5	5.0	5.5	6.0	6.5	7.0	7.5	8.0	8.5	9.0	9.5	10
1.0	99	98	98	97	96	96	95	94	94	93	92	92	91	91	90	89	89	88	88
1.5	98	97	96	95	94	93	92	92	91	90	89	88	87	86	85	84	83	82	81
2.0	98	96	95	94	92	91	90	89	88	86	85	84	82	81	80	79	77	76	75
2.5	97	95	94	92	91	89	88	86	84	83	81	80	78	77	75	73	72	70	69
3.0	96	94	92	91	89	87	85	83	81	79	77	76	74	72	70	68	66	64	62
3.5	96	93	91	89	87	85	82	80	78	76	74	72	69	67	65	63	61	58	56
4.0	95	92	90	88	85	82	80	77	75	72	70	67	65	62	60	57	55	52	50
4.5	94	92	89	86	83	80	77	75	72	69	66	63	61	58	55	52	49	46	44
5.0	94	91	88	85	81	78	75	72	69	66	62	59	56	53	50	47	44	41	37
5.5	93	90	86	83	79	76	72	69	66	62	59	55	52	48	45	42	38	35	31
6.0	92	89	85	81	77	74	70	66	62	59	55	51	47	44	40	36	33	29	25
6.5	92	88	84	80	76	72	67	63	59	55	51	47	43	39	35	31	27	23	19
7.0	91	87	82	78	74	69	65	61	56	52	47	43	39	34	30	26	21	17	12
7.5	91	86	81	77	72	67	62	58	53	48	44	39	34	30	25	20	16	11	6
8.0	90	85	80	75	70	65	60	55	50	45	40	35	30	25	20	15	10	5	0

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os ensaios acima apresentados e descritos geraram os seguintes resultados:

5.1 Ensaios de tração

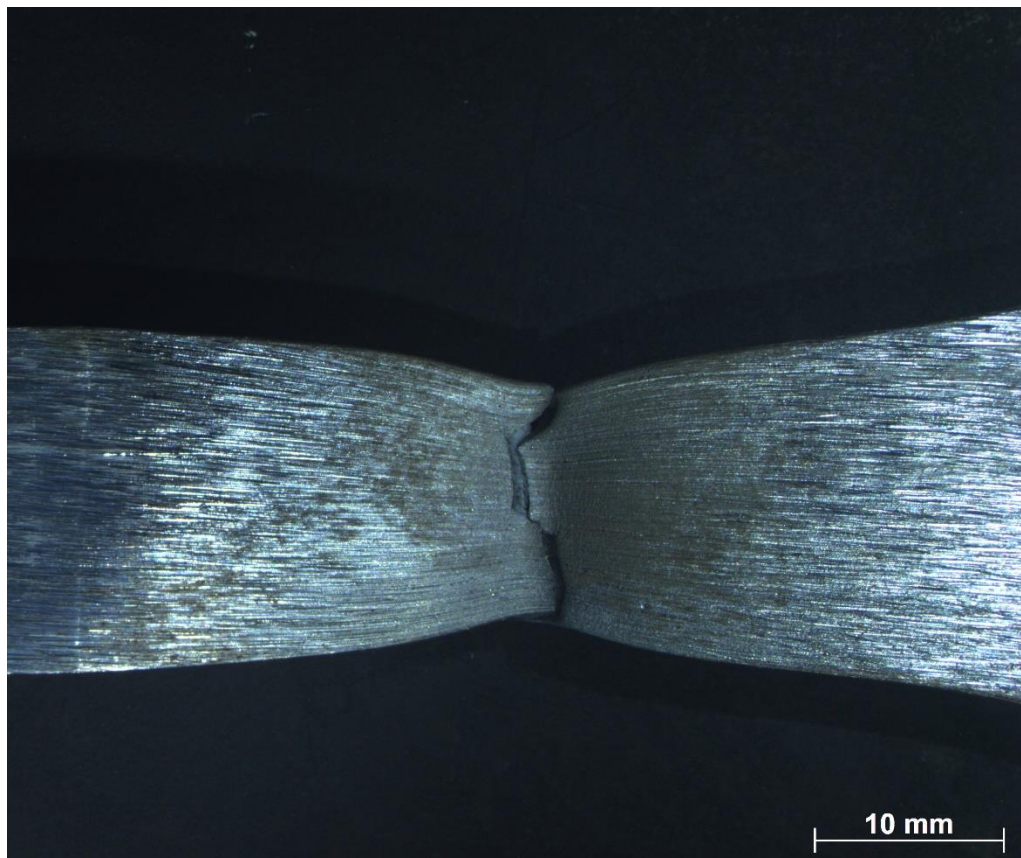


Figura 5.1 – Macrografia do ensaio de tração do CP EYSR (Fonte: autoral)

Tabela 5.1 – Resultados dos ensaios de tração

ENSAIOS DE TRAÇÃO											
CP	Dimensões do CP		Limite de res. Tração		Limite de escoamento		Alongamento (%)			Redução da área	
	do (mm ²)	so (mm ²)	Carga (kgf)	Mpa	Carga (kgf)	Mpa	Lo	Lu	A	df (mm ²)	Z (%)
EXSR	9.04	64.18	3889	594	3180	486	35.0	44.8	28	4.76	72
EXCR	8.9	62.21	4263	672	3813	601	35.0	40.1	15	7.06	37
EYSR	8.8	61.93	3676	582	3036	481	35.0	44.5	27	5.9	56
EYCR	8.93	62.63	4211	659	3790	593	35.0	41.7	19	6.73	43

Para facilitar a análise dos resultados dos ensaios de tração apresentados na Tabela 5.1 e ilustrados pela figura 5.1, que mostra que o ensaio de tração só é finalizado quando ocorre o rompimento do corpo de prova, as respostas obtidas foram separadas em quatro comparativos distintos, buscando dessa forma uma melhor interpretação do efeito de cada variável na resposta obtida. Também foi incluída nos gráficos uma linha, representando o valor exigido em norma. Dessa forma, temos os comparativos entre:

5.1.1 Fabricantes sem resfriamento forçado da solda

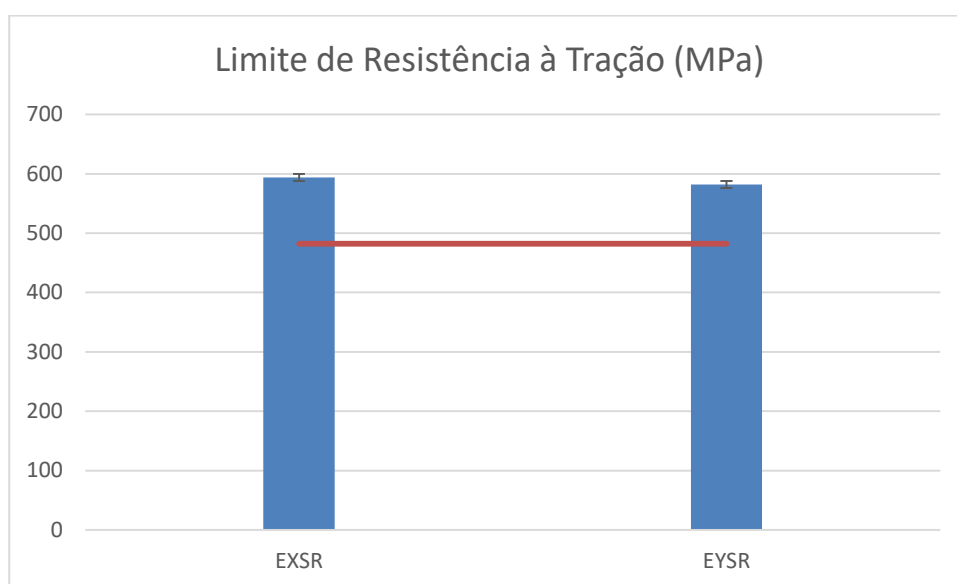


Figura 5.2 – Gráfico dos limites de resistência de corpos de prova sem resfriamento forçado

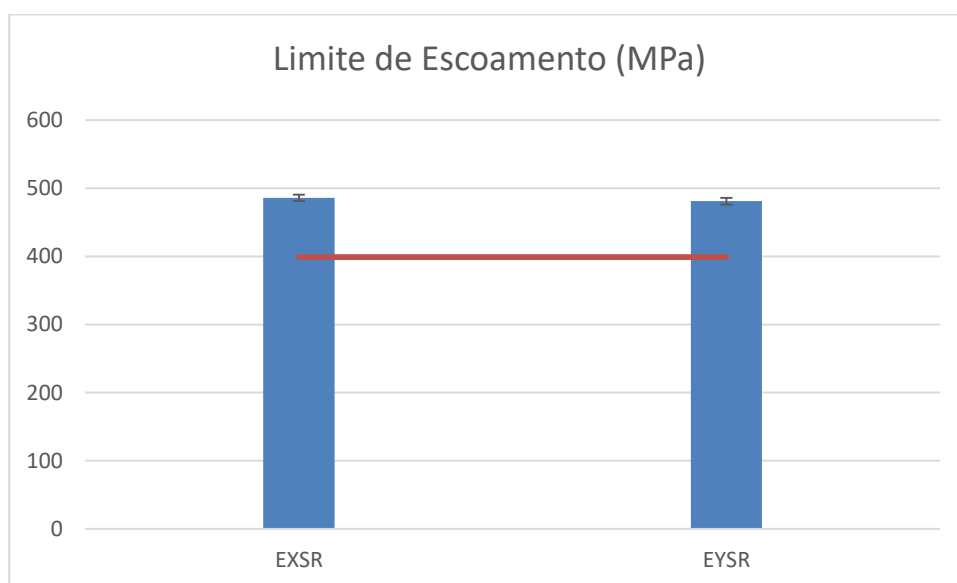


Figura 5.3 - Gráfico dos limites de escoamento de corpos de prova sem resfriamento forçado

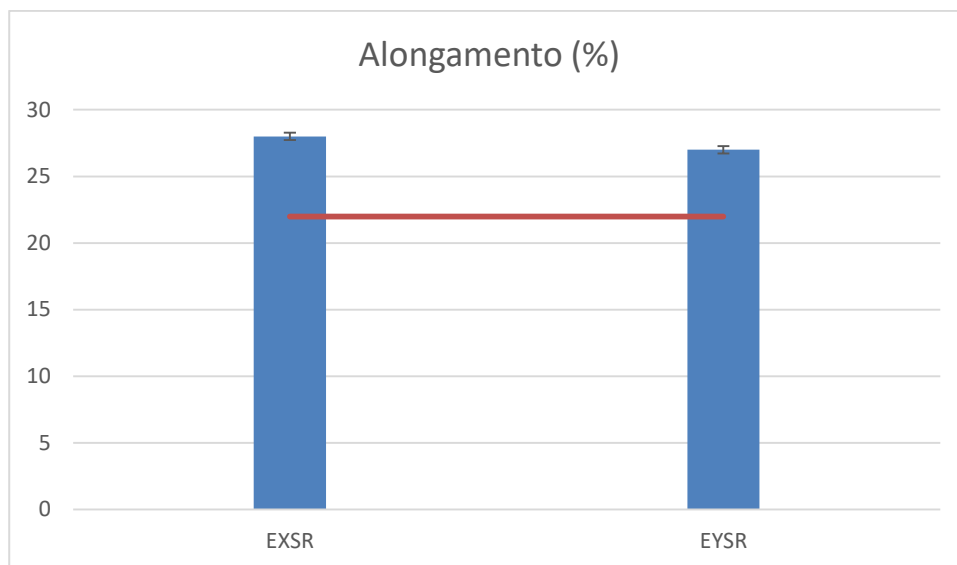


Figura 5.4 - Gráfico do alongamento de corpos de prova sem resfriamento forçado

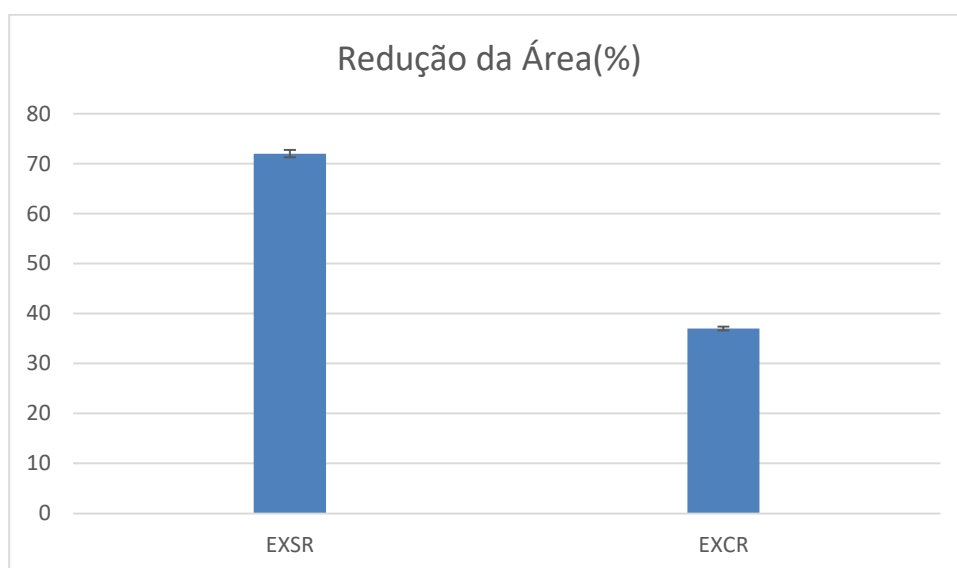


Figura 5.5 - Gráfico da redução de área de corpos de prova sem resfriamento forçado

Sem a presença do resfriamento forçado, vemos que o desempenho dos cordões de solda produzidos com o eletrodo do fabricante X é levemente superior em todos os quesitos, como podemos observar nas Figuras 5.2, 5.3, 5.4 e 5.5, com uma vantagem um pouco mais larga quando se trata do limite de resistência à tração (Figura 5.2).

Como o limite de resistência a tração requerido em norma é de, no mínimo, 482 MPa, e o limite de escoamento mínimo é de 399 MPa, conforme apresentado no item 4.4.1, tabela 4.3, ambos os fabricantes atendem às especificações normatizadas.

Quanto ao alongamento, a norma exige um mínimo de 22%, novamente atendido pelos dois fabricantes aqui comparados.

5.1.2 Fabricantes com resfriamento forçado da solda

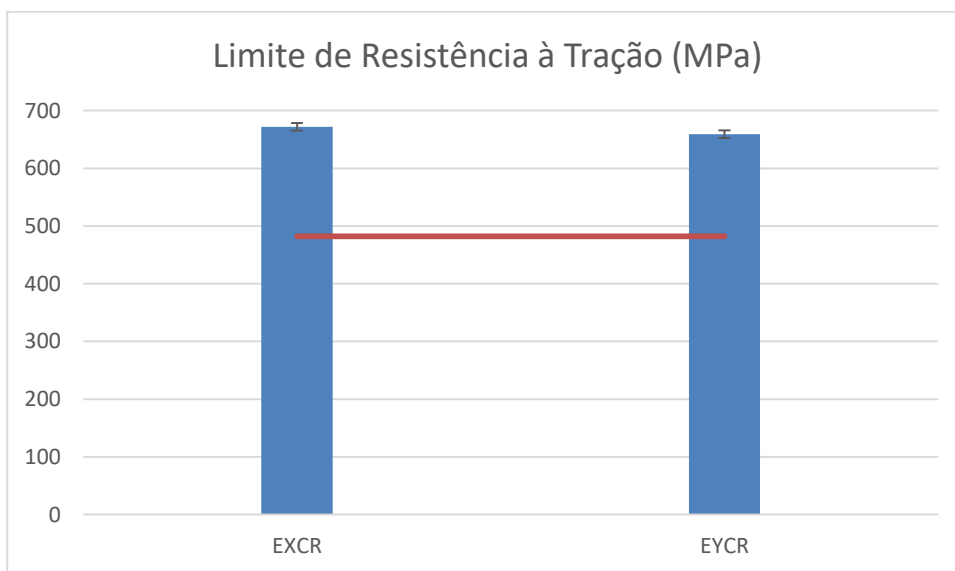


Figura 5.6 - Gráfico dos limites de resistência de corpos de prova com resfriamento forçado

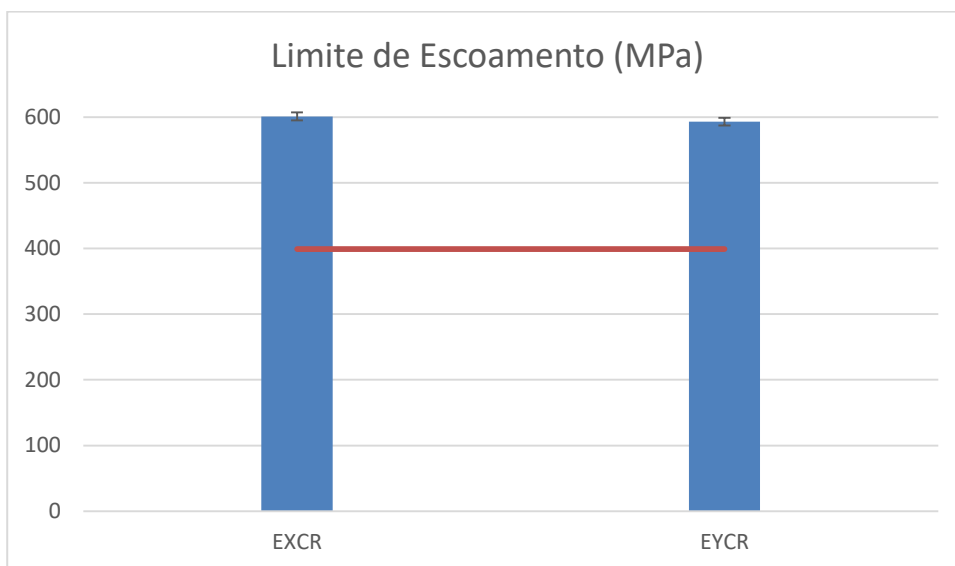


Figura 5.7 - Gráfico dos limites de escoamento de corpos de prova sem resfriamento forçado

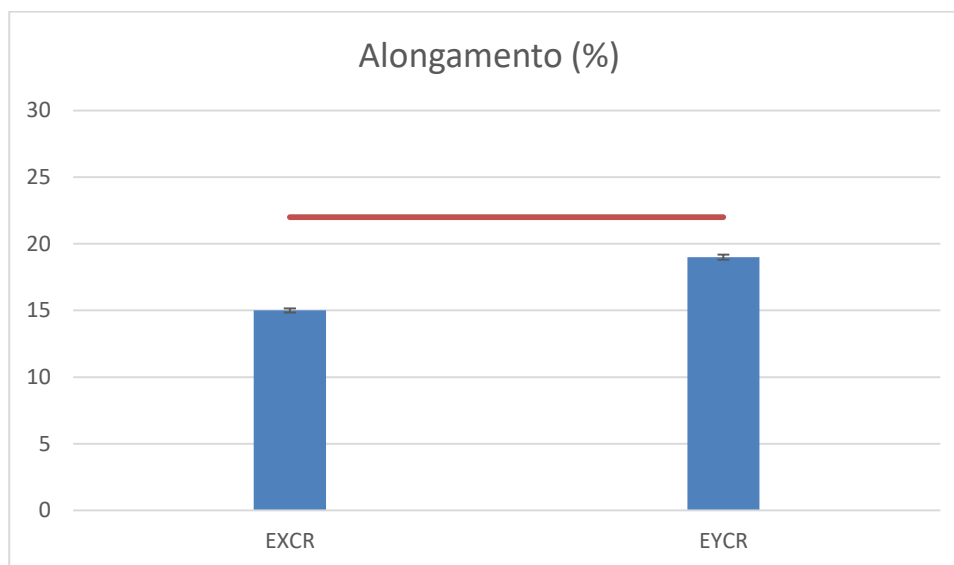


Figura 5.8 - Gráfico do alongamento de corpos de prova sem resfriamento forçado

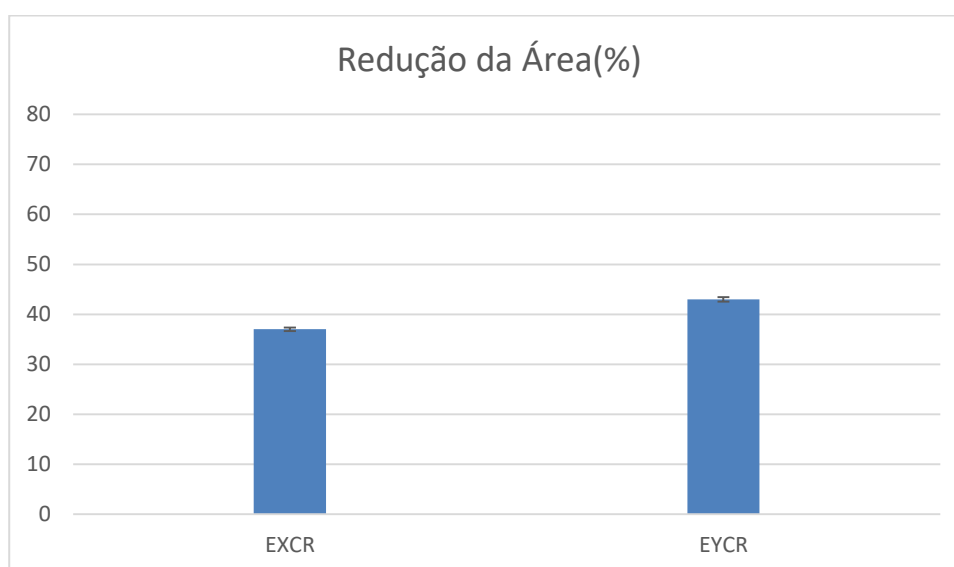


Figura 5.9 - Gráfico da redução de área de corpos de prova sem resfriamento forçado

Quando o comparativo trata da condição de resfriamento forçado, no entanto, ocorre inversão dos papéis no alongamento e na redução de área. O eletrodo do fabricante Y melhora seu desempenho relativo nesses parâmetros (Figuras 5.8 e 5.9), sendo ainda superado nos demais (Figuras 5.6 e 5.7), sem variação da margem de diferença entre os resultados experimentais.

Novamente, ambos os fabricantes atendem a norma de limite de resistência à tração (Figura 5.6) e limite de escoamento (Figura 5.7). Entretanto, quanto ao alongamento (Figura 5.8), o resfriamento forçado gera um efeito negativo nesse

parâmetro, trazendo os resultados de ambos os fabricantes para uma faixa que não contempla a exigência da norma, causando, assim, a reprovação do ensaio.

5.1.3 Condições de resfriamento no fabricante X

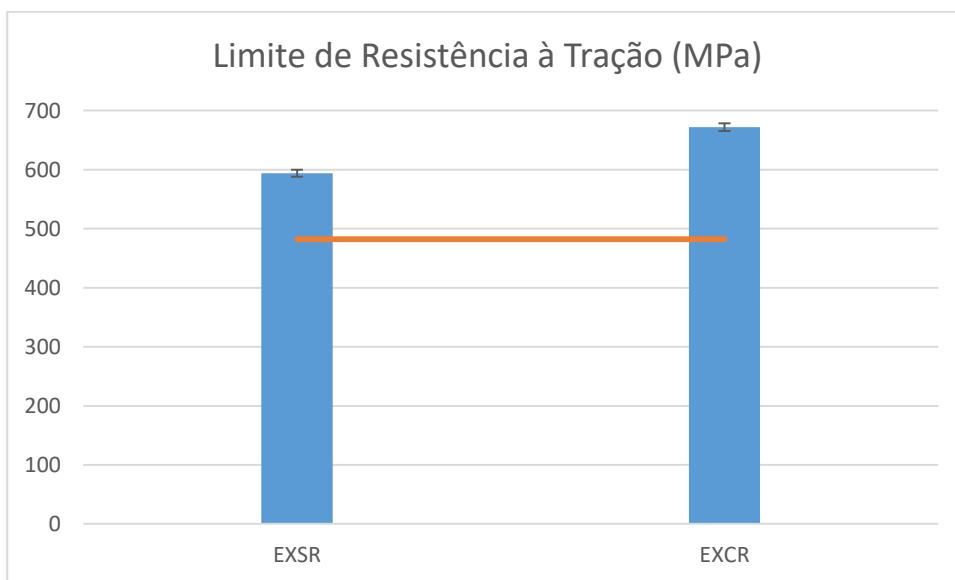


Figura 5.10 - Gráfico dos limites de resistência de corpos de prova do fabricante X

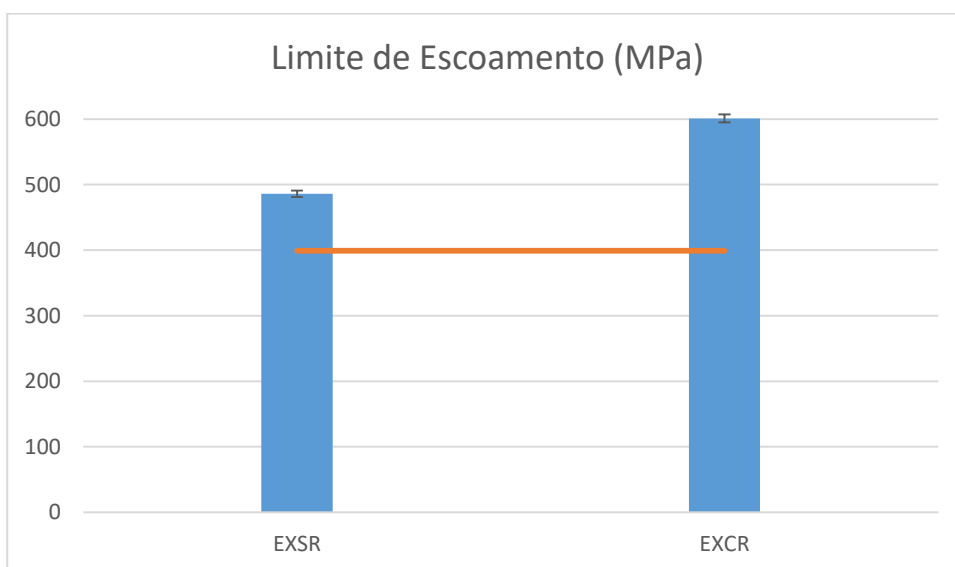


Figura 5.11 - Gráfico dos limites de escoamento de corpos de prova do fabricante X

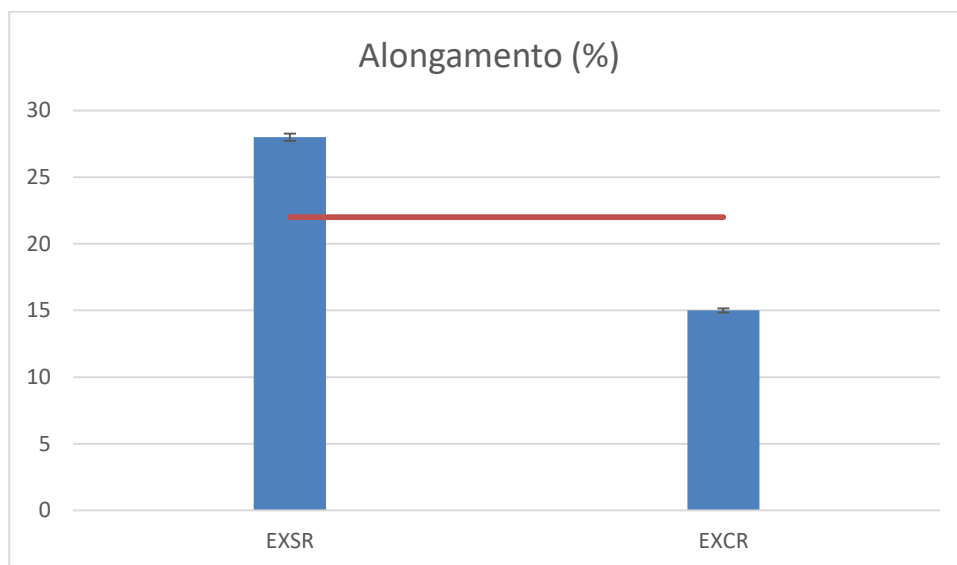


Figura 5.12 - Gráfico do alongamento de corpos de prova do fabricante X

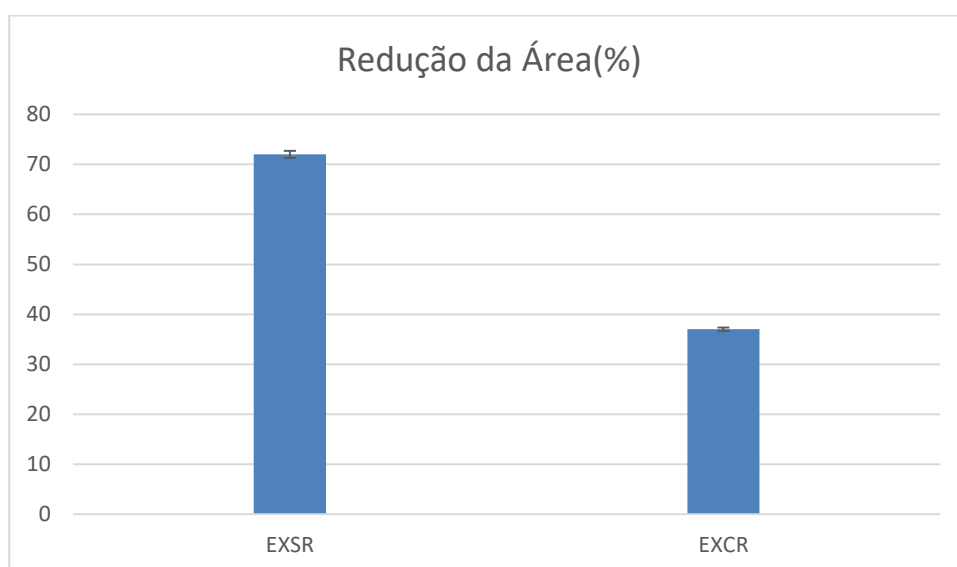


Figura 5.13 - Gráfico da redução de área de corpos de prova do fabricante X

Comparando as condições de resfriamento no fabricante X, é notável o efeito positivo do resfriamento forçado no limite de resistência à tração e no limite de escoamento (Figuras 5.10 e 5.11), mas também se percebe o prejuízo causado por ele quando se compara alongamento e redução de área (Figuras 5.12 e 5.13). A busca por uma explicação para esse fenômeno será auxiliada pelos resultados dos ensaios de impacto, que tratarão da ductilidade do material.

5.1.4 Condições de resfriamento no fabricante Y

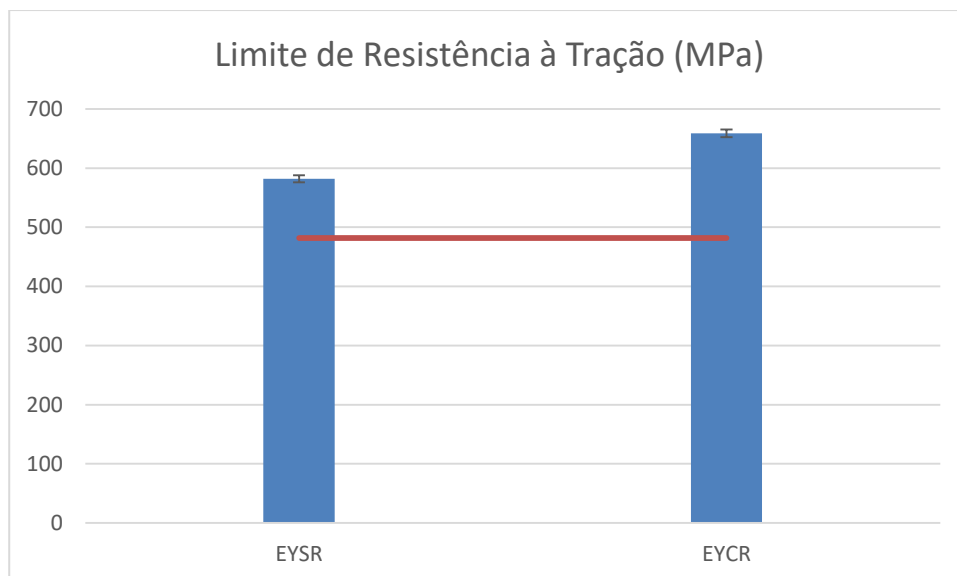


Figura 5.14 - Gráfico dos limites de resistência de corpos de prova do fabricante Y

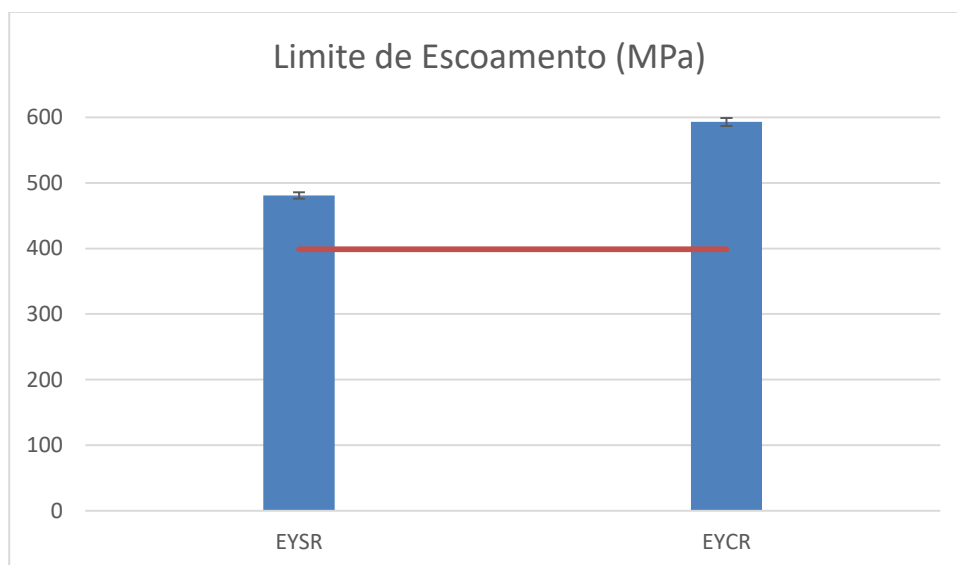


Figura 5.15 - Gráfico dos limites de escoamento de corpos de prova do fabricante Y

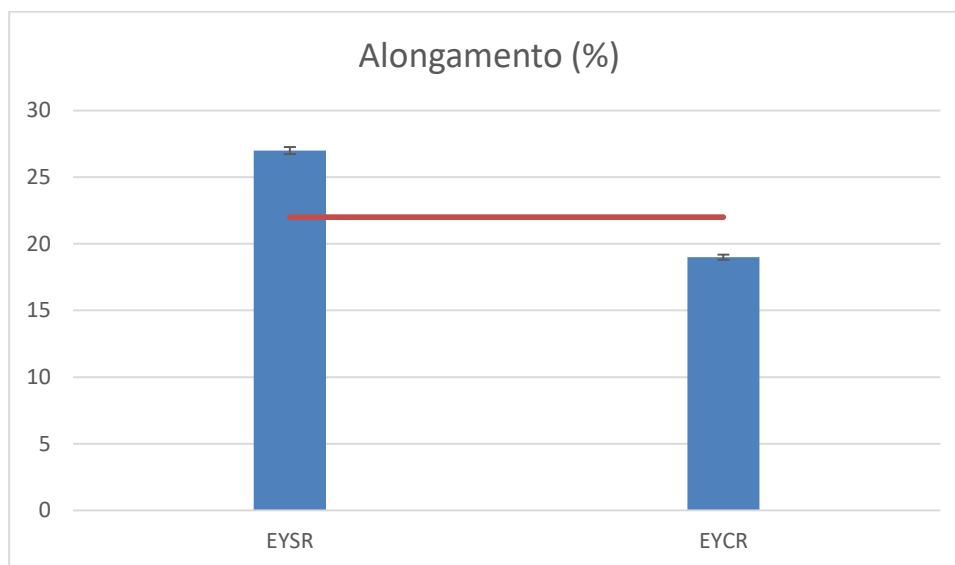


Figura 5.16 - Gráfico do alongamento de corpos de prova do fabricante Y

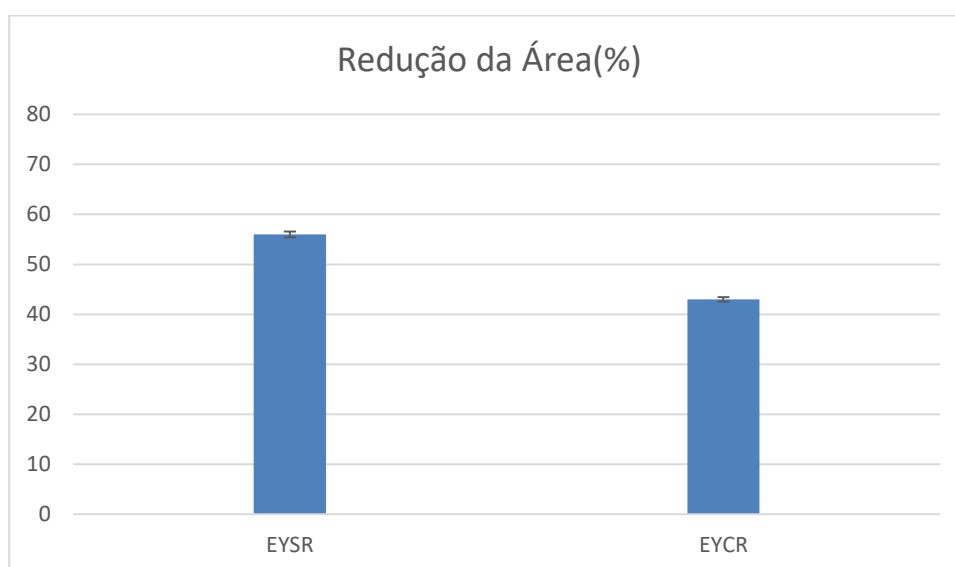


Figura 5.17 - Gráfico da redução de área de corpos de prova do fabricante Y

Comparando as condições de resfriamento nas soldagens realizadas com o consumível do fabricante Y, o comportamento observado nos resultados é muito semelhante ao do eletrodo do fabricante X. Tal semelhança era esperada por se tratarem de consumíveis de mesma categoria e com características semelhantes.

Temos aqui que todos os corpos de prova ensaiados atendem à norma com relação ao limite de resistência à tração (Figura 5.14) e limite de escoamento (Figura 5.15), porém, o aumento na taxa de resfriamento traz os resultados de alongamento (Figura 5.16) para um patamar inferior ao aceito em norma para ambos os fabricantes,

indicando mudança microestrutural na zona fundida, causada pela redução do tempo de resfriamento.

Moojen et al. (2015) realiza ensaios de tração com corpos de prova que passaram por cinco ciclos distintos de resfriamentos, considerando a temperatura entre os passes de solda, utilizando MAG (*"Metal Active Gas"*) como processo de soldagem. Importante notar aqui que, apesar da diferença entre os procedimentos de soldagem, o comparativo realizado entre condições de resfriamento se mantém possível.

Ao analisá-los, é possível notar que, quanto maior a taxa de resfriamento dos cordões, maiores são os valores obtidos para as resistências à tração e ao escoamento da junta. Esse efeito do resfriamento observado por ele é o mesmo presente nos gráficos gerados com os dados deste trabalho, com diferença apenas na ordem de grandeza da variação, tendo em vista a diferença entre os procedimentos e parâmetros de soldagem.

5.1.5 Ensaios de tração transversal

Os ensaios de tração transversal não foram eficientes para determinar a qualidade do metal de solda, uma vez que todos os corpos de prova romperam no metal de base. Esse resultado mostra que a resistência à tração do material de base é inferior à do metal de solda.

5.2 Ensaios de Dobramento

Tabela 5.2 – Resultados dos ensaios de dobramento

ENSAIOS DE DOBRAMENTO							
CP	N° CP	Dimensões (mm)			Cutelo	Abertura de base	Ângulo de dobramento
		Espes.	Larg.	Comp.			
EXSR	DF1	7.5	40	250	38.1	60.3	180
	DF2	7.5	40	250	38.1	60.3	180
	DR1	7.5	40	250	38.1	60.3	180
	DR2	7.5	40	250	38.1	60.3	180
EXCR	DF1	7.5	40	250	38.1	60.3	180
	DF2	7.5	40	250	38.1	60.3	180
	DR1	7.5	40	250	38.1	60.3	180
	DR2	7.5	40	250	38.1	60.3	180
EYSR	DF1	7.5	40	250	38.1	60.3	180
	DF2	7.5	40	250	38.1	60.3	180
	DR1	7.5	40	250	38.1	60.3	180
	DR2	7.5	40	250	38.1	60.3	180
EYCR	DF1	7.5	40	250	38.1	60.3	180
	DF2	7.5	40	250	38.1	60.3	180
	DR1	7.5	40	250	38.1	60.3	180
	DR2	7.5	40	250	38.1	60.3	180

Tabela 5.3 – Ocorrências nos ensaios de dobramento

CP	N° CP	Ocorrências
EXCR	DF 1	Apresentou aberturas de 0,5; 0,7 e 2,3 mm na linha de fusão.
	DR 1	Apresentou aberturas de 0,4 mm na linha de fusão.
EYSR	DF 1	Apresentou aberturas de 0,6 mm na solda.
	DF2	Apresentou aberturas de 0,4 mm na solda.
EYCR	DR 1	Apresentou aberturas de 1,2 mm na linha de fusão.

Analizando os resultados do ensaio de dobramento (Tabela 5), é possível perceber que o resfriamento forçado aumenta a resistência do cordão de solda em si,

uma vez que nenhum dos cordões que tiveram resfriamento acentuado apresentaram aberturas na região da solda, conforme apresentado na Tabela 6, diferentemente da região soldada do CP EYSR, que teve aberturas no cordão.

Porém, fica evidente que a aceleração da perda de temperatura prejudica a resistência das regiões adjacentes ao cordão, que apresentaram aberturas tanto no CP do fabricante X quando no do fabricante Y.

Comparando os fabricantes, as juntas produzidas com o consumível do fabricante X não sofreram aberturas durante nenhum dos ensaios, fato que indica uma maior ductilidade dele em relação a junta proveniente do eletrodo do fabricante Y para as duas condições de resfriamento analisadas.

Apesar de não estar contido na norma de qualificação desse eletrodo, o ensaio de dobramento tem seu critério de aceitação, como apresentado no item 4.4.2. Conforme a norma AWS D1.1/2015, apesar de apresentar aberturas, os corpos de prova foram aprovados.

Moojen et. al. (2015) também realiza ensaios de dobramento com seus corpos de prova, repetindo os resultados aqui obtidos, com nenhum deles sendo reprovado. Porém, nenhum dos espécimes analisados apresentou descontinuidades, independente da taxa de resfriamento. Isso se deve ao processo de soldagem e à diferença entre os consumíveis e o metal de base, nesse caso sendo utilizado um aço API 5L-X80, com propriedades melhores que o A36 utilizado neste trabalho.

5.3 Ensaios de Impacto Charpy

Tabela 5.4 – Resultados dos ensaios de impacto

ENSAIOS DE IMPACTO							
CP	Nº do CP	Tipo de entalhe	Localização do entalhe	Temperatura de ensaio (°C)	Energia absorvida (J)	Resultado	
						Média (J)	Desvio Padrão
EXSR	1	V	MB	0	135	124.7	7.3
	2	V	MB	0	120		
	3	V	MB	0	119		
EXCR	1	V	MB	0	103	101.3	4.6
	2	V	MB	0	106		
	3	V	MB	0	95		
EYSR	1	V	MB	0	114	108.7	6.8
	2	V	MB	0	99		
	3	V	MB	0	113		
EYCR	1	V	MB	0	148	151.0	2.2
	2	V	MB	0	153		
	3	V	MB	0	152		

A partir da Tabela 7, foram gerados gráficos com comparativos (Figuras 5.18 a 5.21), como os presentes entre os itens 5.1.1 e 5.1.4, buscando analisar de forma mais direta o impacto de cada variável na resposta fornecida pelo ensaio.

Como os ensaios não foram realizados em conformidade com parâmetros normatizados, a comparação entre os valores obtidos e os valores exigidos pela norma AWS 5.1 fica prejudicada e impossibilitada. Dessa forma, os resultados são comparados entre si, buscando avaliar as diferenças entre fabricantes e os efeitos gerados pela mudança na velocidade de resfriamento. Dessas comparações apresenta-se os seguintes gráficos:

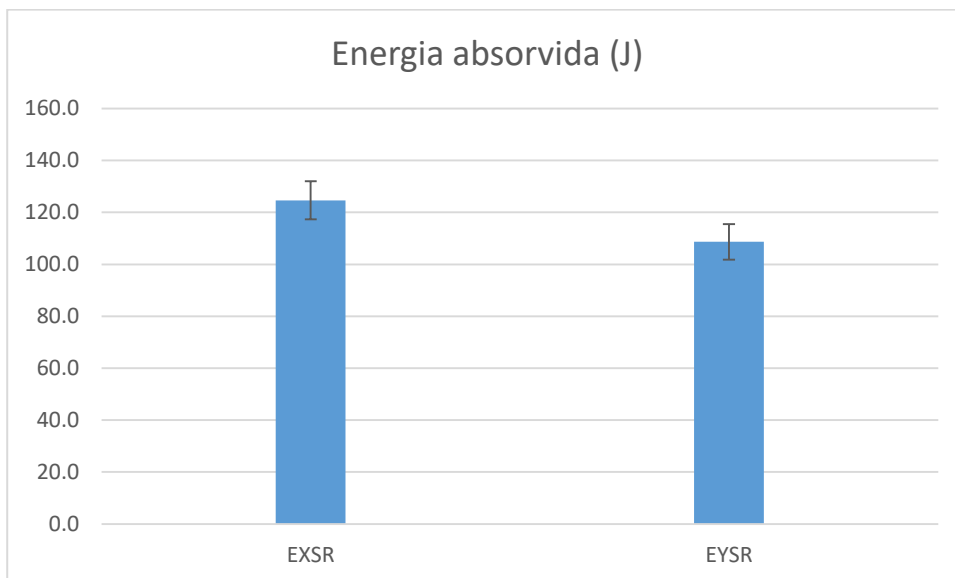


Figura 5.18 - Gráfico da energia absorvida nos ensaios de impacto pelos corpos de prova sem resfriamento

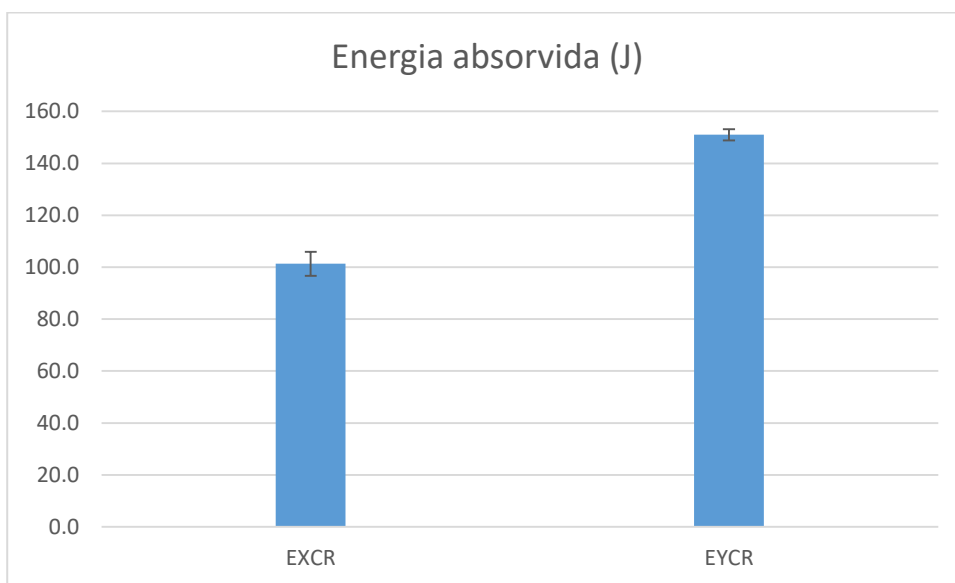


Figura 5.19 - Gráfico da energia absorvida nos ensaios de impacto pelos corpos de prova com resfriamento

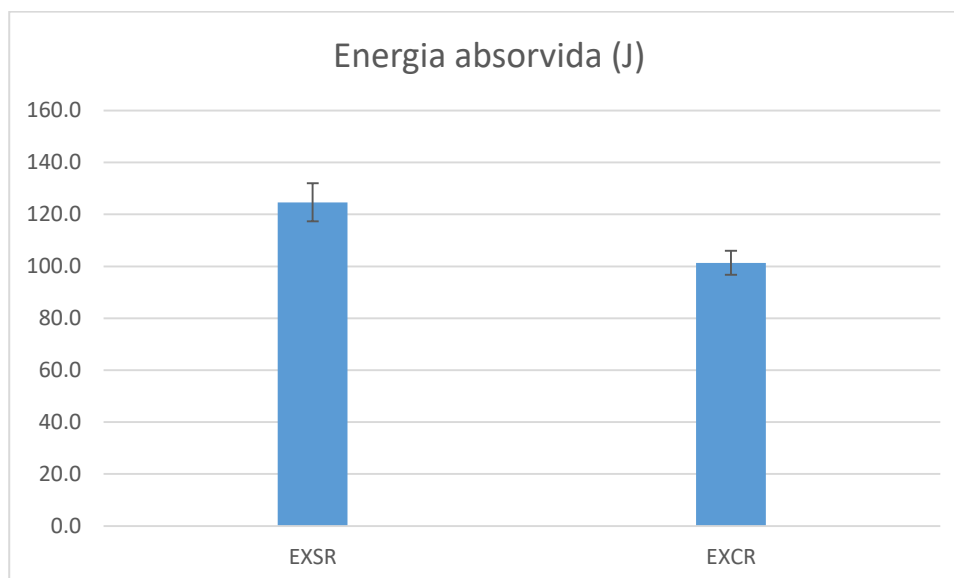


Figura 5.20 - Gráfico da energia absorvida nos ensaios de impacto pelos corpos de prova do fabricante X

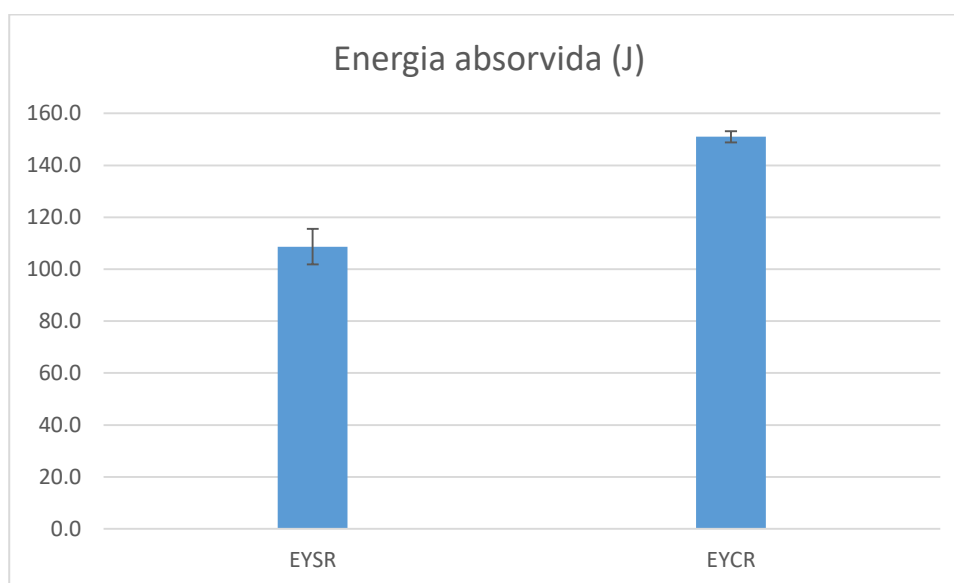


Figura 5.21 - Gráfico da energia absorvida nos ensaios de impacto pelos corpos de prova do fabricante Y

A análise dos gráficos mostra, num primeiro momento, um desempenho superior do cordão produzido com o consumível do fabricante X, quando são analisados os resultados sem resfriamento forçado (Figura 5.18). Porém, a situação se inverte quando são analisados os valores obtidos para os corpos de prova produzidos sob resfriamento forçado (Figura 5.19), com um desempenho melhor no cordão executado com o eletrodo do fabricante Y.

Analizando os fabricantes separadamente, o efeito deletério do resfriamento no cordão para o fabricante X fica ainda mais evidente (Figura 5.20), ao passo que a melhora no resultado para o fabricante Y também se torna mais clara (Figura 5.21).

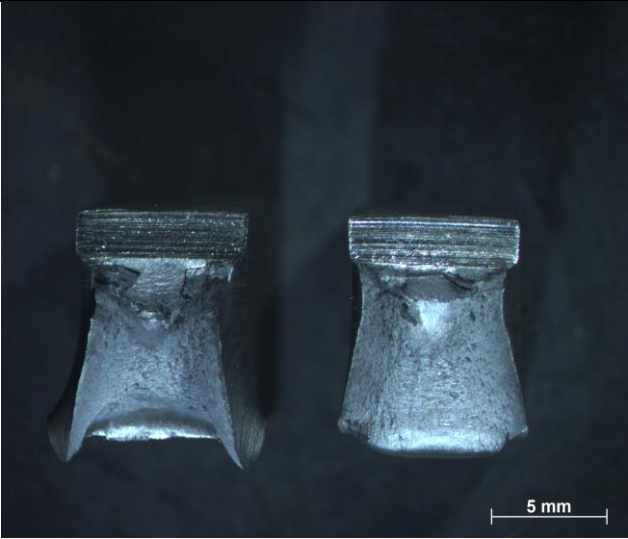
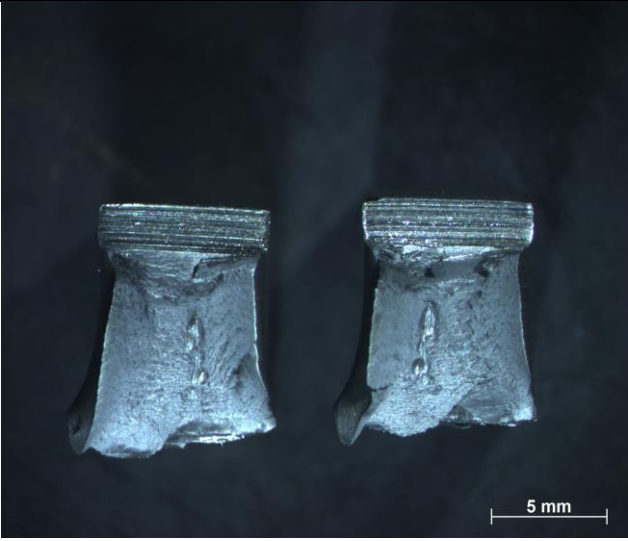

Moojen et. al. (2015) realiza ensaios de impacto com corpos de prova que passaram pelos mesmos ciclos de resfriamento citados anteriormente. Para seu estudo, realiza ensaios de impacto em três temperaturas distintas. Para esta análise, foram considerados apenas os ensaios realizados a 0°C (mesma temperatura do ensaio apresentado acima), nos quais o espécime que sofreu a maior taxa de resfriamento apresentou, quando ensaiado nos parâmetros considerados neste trabalho, uma energia absorvida de aproximadamente 130 J, enquanto o que teve a menor taxa de resfriamento apresentou valores próximos de 250 J.

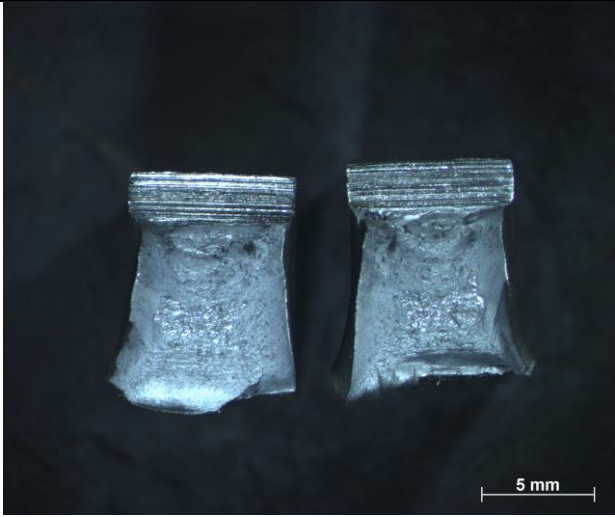

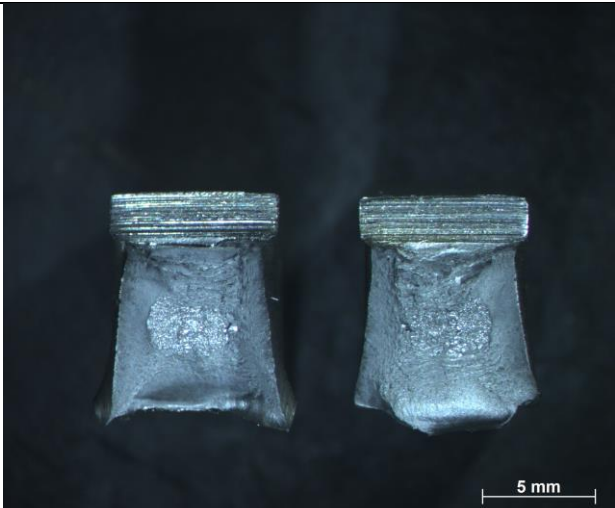
O comportamento apresentado coincide com as alterações apresentadas pelos cordões produzidos com o eletrodo do fabricante X, mas não com o que foi observado nos resultados das soldas com o fabricante Y. A diferença entre os valores obtidos neste trabalho e na literatura citada se deve ao uso de diferentes processos de soldagem e, conseqüentemente, de diferentes consumíveis.

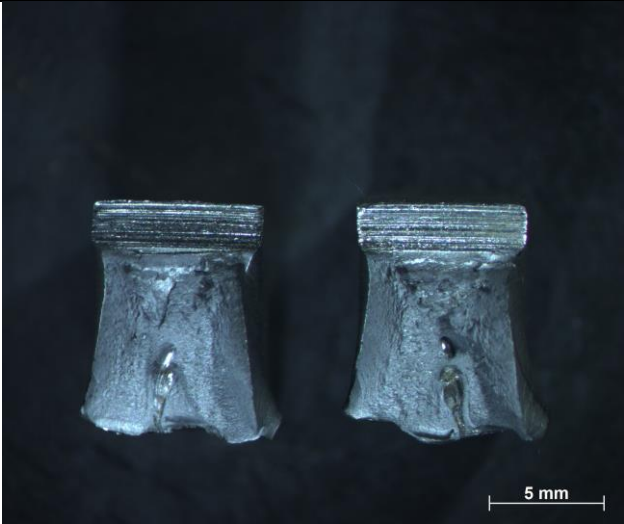

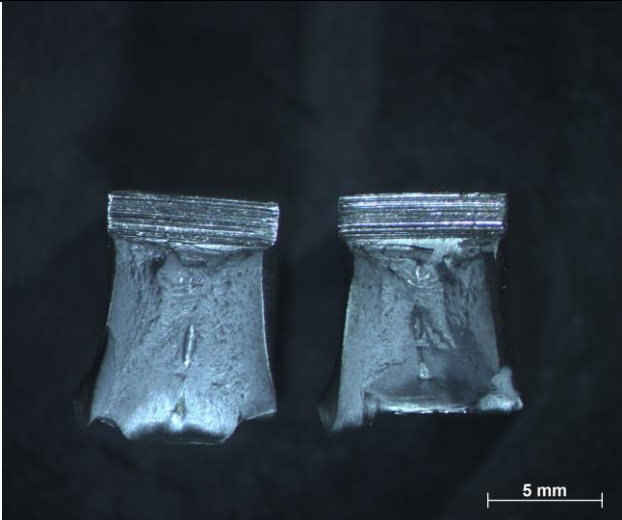
A variação entre os resultados obtidos para os dois fabricantes é inesperada, uma vez que dois consumíveis de mesma categoria sofrem efeitos distintos e inversos sob as mesmas condições.

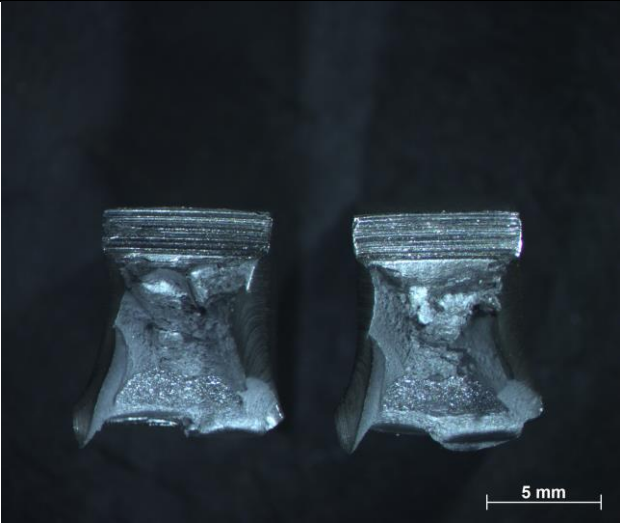
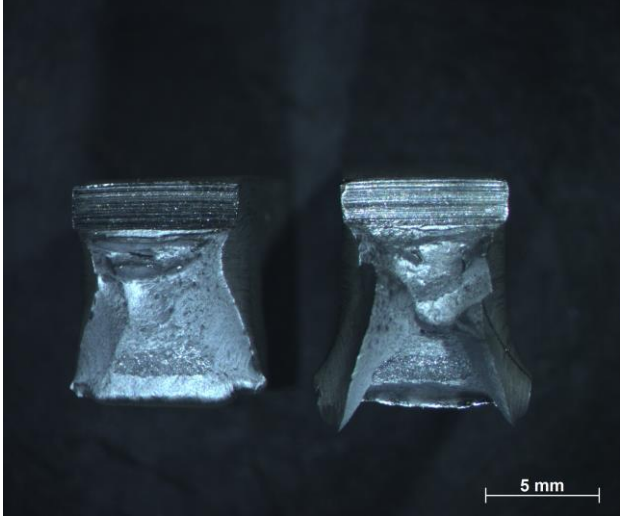
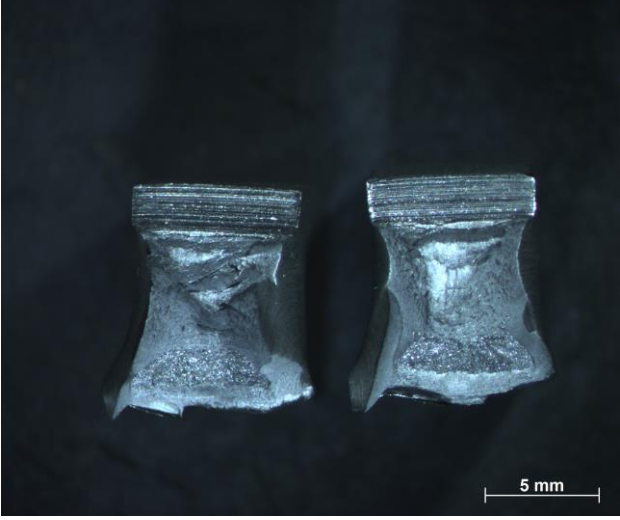
Além dos resultados do ensaio, é importante também analisar a superfície de fratura, como indica a norma ASTM A 370/2016 apresentada no item 4.4.3. Fazendo uso das macrografias apresentadas na norma (Figura 4.7) e realizando a comparação delas com as macrografias obtidas dos ensaios realizados (Tabela 5.5), usando da Figura 4.8 e da Tabela 4.6 como referência, é possível notar uma clara semelhança da superfície de fratura entre os fabricantes, porém, quando se compara CPs do mesmo fabricante quanto à taxa de resfriamento, é perceptível um aumento do percentual frágil da fratura, evidenciado pela região brilhante da superfície. Dessa forma, temos que a fratura possui um caráter majoritariamente dúctil, com aparência opaca, escura e fibrosa e com claras indicações de deformação plástica. (TSCHIPTSCHIN, 2019)

Tabela 5.5 – Análise da ductilidade da fratura (medidas aproximadas)

	CP	Macrografia da fratura	A (mm)	B (mm)	% Dúctil
EXSR	1		0	0	100
	2		2	3	92
	3		3	2	92

EXCR	1		4	3	85
	2		5	3	81
	3		3	3	89

EYSR	1		1	3	96
	2		2	2	95
	3		0	0	100

EYCR	1		5	2	88
	2		5	1	94
	3		5	3	81

6 CONCLUSÕES

Com base nos materiais e técnicas empregados nesse trabalho, é possível concluir que:

- A taxa de resfriamento tem grande influência nas propriedades mecânicas da junta soldada podendo ser a diferença entre um ensaio aprovado e um reprovado, como visto nos ensaios de tração;
- O aumento na taxa de resfriamento não é suficiente para prejudicar a integridade do material quando ensaiado por dobramento, conforme esperado. Porém esse ensaio mostra como a região adjacente ao cordão, a ZAC, que apresenta a maioria das aberturas encontradas, é afetada negativamente pela aceleração da perda de temperatura;
- Apesar da diferença de efeito nas juntas dos fabricantes, ao comparar os resultados dos ensaios de impacto com a literatura, nota-se que o Fabricante X gerou resultados mais próximos aos esperados;
- É perceptível o efeito deletério do aumento na taxa de resfriamento na junta soldada produzida, reduzindo sua resistência ao impacto;
- Por apresentar caráter dúctil independentemente do tipo de resfriamento, a fratura evidencia que o efeito do resfriamento empregado nos ensaios apenas diminui a ductilidade do material, sem torná-lo frágil;
- O procedimento de qualificação, quanto ao ensaio de tração realizado, pode gerar um falso-positivo, uma vez que um consumível aprovado pela qualificação apresentou parâmetros reprovados quando em condições simuladas de soldagem em operação, em virtude do efeito do resfriamento forçado; e
- Os consumíveis de ambos fabricantes obtiveram resultados insatisfatórios em condições simuladas, uma vez que o efeito causado sobre o alongamento do corpo de prova foi suficiente para que ele fosse reprovado, caso estivesse em processo de qualificação.

7 TRABALHOS FUTUROS

O presente estudo foi uma análise de propriedades mecânicas, buscando associá-las a taxas de resfriamento distintas. Para que os resultados encontrados possam ser validados com maior profundidade, alguns estudos complementares podem ser realizados.

Primeiramente, como a microestrutura é fator determinante, a análise metalográfica é um trabalho que pode ser realizado, correlacionando os microconstituintes presentes com os resultados dos ensaios mecânicos.

Outro estudo possível é a análise do hidrogênio difusível presente no cordão de solda, uma vez que o teor deste é crítico para a falha do duto.

Por fim, uma maneira de aperfeiçoar o trabalho é buscar novos fabricantes, avaliando a todos conforme os ensaios aqui apresentados e complementando a análise com os estudos sugeridos anteriormente.

8 REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

BRUCE, W. A. Qualification of Procedures for Welding onto In-Service Pipelines. Proceedings of IPC'02. 2002

FRANCISCO, Julio Cesar de Souza. Resistência à propagação dúctil de trincas em aço API 5L X70 com teor de nióbio modificado. Tese de Doutorado. Universidade de São Paulo. 2016

FORTES, Cleber; ARAUJO, W. Apostila Metalurgia da Soldagem. São Paulo. 2005.

JUNIOR, SOEIRO. Jaime Casanova; ROCHA, David Bellentani; BRANDI, Sérgio Duarte. Uma breve revisão histórica do desenvolvimento da soldagem dos aços API para tubulações. Soldagem & Inspeção, São Paulo, v. 18, n. 2, p. 176-195, 2013.

JUNIOR, SOEIRO. JC Estudo da Soldabilidade do Tubo API 5L X80 Utilizando os Processos de Soldagem Eletrodo Revestido, MAG com Transferência Controlada e Arame Tubular Auto-Protegido. Trabalho de Conclusão de Curso (Especialização)-PECE-Universidade de São Paulo. São Paulo, 2012.

KÜCHLER, Michel Marino. Aplicação da técnica da dupla camada na soldagem de dutos em operação. 2009.

MODENESI, Paulo J.; MARQUES, Paulo V.; SANTOS, Dagoberto B. Introdução à metalurgia da soldagem. Belo Horizonte: UFMG, 2012.

MOOJEN, Roberto Gomes et al. Efeitos da taxa de resfriamento na soldagem do aço API 5L-X80. Soldagem & Inspeção, v. 20, n. 1, p. 68-80, 2015.

PEREIRA, Aldo Santos et al. Soldagem em operação de tubos API de alta resistência e baixa espessura com ênfase na perfuração e trincas a frio. 2012.

SOUZA, Gustavo José Suto de. Efeito do resfriamento no teor de oxigênio na soldagem com eletrodo revestido E7018 utilizando experimentos fatoriais. Dissertação de Mestrado. Universidade de São Paulo. 2018

VAZ, Claudio Turani et al. Eletrodos Revestidos Impermeáveis do Tipo Baixo Hidrogênio. XXXVII Congresso Nacional de Soldagem (Consolda 2011). 2011

TSCHIPTSCHIN, André Paulo. Análise de falhas. Notas de Aula. São Paulo. 2019

WATANABE JUNIOR, M. C. Reparo com Material Compósito em soldas danificadas por corrosão em tubulações de aço superduplex. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal Fluminense. 2016

Werner Sölken. [Site institucional]. Disponível em <http://www.wermac.org/specials/hottap_linestop.html>. Acesso em 20/11/19.