



AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

**APLICAÇÃO DO CONCEITO “VAZAMENTO ANTES DA FALHA” (LEAK BEFORE BREAK)
EM TUBULAÇÕES DE AÇO 316LN SOLDADO COM METAL DE ADIÇÃO 316L**

GABRIEL GIANNINI DE CUNTO

**Dissertação apresentada como parte dos
requisitos para obtenção do Grau de
Mestre em Ciências na Área
de Tecnologia Nuclear - Materiais**

Orientador:

Prof. Dr. Waldemar Alfredo Monteiro

São Paulo

2017

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Autarquia associada à Universidade de São Paulo

**APLICAÇÃO DO CONCEITO “VAZAMENTO ANTES DA FALHA” (LEAK BEFORE BREAK)
EM TUBULAÇÕES DE AÇO 316LN SOLDADO COM METAL DE ADIÇÃO 316L**

GABRIEL GIANNINI DE CUNTO

**Dissertação apresentada como parte dos
requisitos para obtenção do Grau de
Mestre em Ciências na Área
de Tecnologia Nuclear - Materiais**

**Orientador:
Prof. Dr. Waldemar Alfredo Monteiro**

Versão Corrigida
Versão Original disponível no IPEN

São Paulo
2017

AGRADECIMENTOS

Aos Professores Dr. Waldemar Alfredo Monteiro e Dr. Arnaldo Homobono Paes de Andrade, pela orientação, amizade e suporte na realização deste trabalho.

Ao Diretor do Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo CA (EN) André Luis Ferreira Marques e ao Coordenador de Obtenções dos Sistemas do Circuito Primário Sr. Renato Del Pozzo, por permitir e apoiar a realização deste trabalho.

Aos meus colegas do CTMSP, pelo suporte e amizade.

À minha amada esposa, pela compreensão, estímulo e por sempre acreditar em mim.

À toda minha família, que é a base da minha vida.

APLICAÇÃO DO CONCEITO “VAZAMENTO ANTES DA FALHA” (*LEAK BEFORE BREAK*) EM TUBULAÇÕES DE AÇO 316LN SOLDADO COM METAL DE ADIÇÃO 316L

Gabriel Giannini de Cunto

RESUMO

Este trabalho apresenta um estudo prático da aplicação do conceito *Leak Before Break* (LBB), usualmente aplicado em usinas nucleares, em uma tubulação fabricada a partir de aço AISI 316LN soldada com a utilização de eletrodo revestido AISI 316L. O LBB é um critério fundamentado em análises de mecânica da fratura, que considera que um vazamento proveniente de uma trinca, presente em uma tubulação, possa ser detectado por sistemas de detecção de vazamento, antes que esta trinca alcance um tamanho crítico que implique na falha da tubulação. Na tubulação estudada, foram realizados ensaios mecânicos de tração e análises de Ramberg-Osgood, bem como ensaios de tenacidade à fratura para a obtenção da curva de resistência J-R do material. Os ensaios foram realizados considerando o metal base, a solda e a zona termicamente afetada (ZTA), nas temperaturas de operação de uma planta nuclear. Para as propriedades mecânicas encontradas nos ensaios foram realizadas análises de carga limite para se determinar o tamanho da trinca que cause um vazamento detectável e, também, o seu tamanho crítico que cause a falha por colapso plástico. Para o tamanho crítico de trinca encontrado na solda, região que apresentou a menor tenacidade, foram realizadas análises de Integral J e de módulo de rasgamento T, considerando falha por rasgamento dúctil. Os resultados demonstram um comportamento bem definido entre o metal base, a ZTA e a solda, onde o metal base apresenta um comportamento altamente tenaz, a solda um comportamento pouco tenaz e a ZTA apresentou propriedades mecânicas intermediárias entre o metal base e a solda. Utilizando o *software* PICEP, foram determinadas as curvas de taxa de vazamento *versus* tamanho de trinca e também o tamanho crítico da trinca, considerando análise por carga limite. Observou-se que, após certo tamanho de trinca, a taxa de vazamento do metal base é muito maior do que para a ZTA e solda, para um mesmo comprimento de trinca. Isso ocorre porque é esperado que a trinca cresça de forma mais arredondada no metal base, devido à sua maior tenacidade. O menor tamanho crítico de trinca foi encontrado para o metal base para trincas

circunferenciais. Para as análises de Integral J realizadas na solda, foi demonstrado que a falha por rasgamento dúctil não ocorrerá nas condições consideradas e essa hipótese foi sedimentada pela análise de mecânica da fratura elasto-plástica (MFEL) com o uso do diagrama J/T. Dessa forma, pode-se concluir que a tubulação estudada estaria apta a ser empregada em um circuito primário de um reator que utilizasse o critério de LBB, nas condições de carregamento e geometria consideradas. Adicionalmente, concluiu-se que nessas condições apenas o modo de falha por colapso plástico é esperado.

APPLICATION OF LEAK BEFORE BREAK CONCEPT IN 316LN AUSTENITIC STEEL PIPES WELDED USING 316L

Gabriel Giannini de Cunto

ABSTRACT

This work presents a study of application of the Leak Before Break (LBB) concept, usually applied in nuclear power plants, in a pipe made from steel AISI type 316LN welded a coated electrode AISI type 316L. LBB concept is a criterion based on fracture mechanics analysis to show that a crack leak, present in a pipe, can be detected by leak detection systems, before this crack reaches a critical size that results in pipe fail. In the studied pipe, tensile tests and Ramberg-Osgood analyses were performed, as well as fracture toughness tests for obtaining the material resistance curve J-R. The tests were performed considering the base metal, weld and heat affected zone (HAZ), at the same operating temperatures of a nuclear power plant. For the mechanical properties found in these tests, load limit analyses were performed in order to determine the size of a crack which could cause a detectable leakage and the critical crack size, considering failure by plastic collapse. For the critical crack size found in the weld, which is the region that presented the lowest toughness, Integral J and tearing modulus T analyses were performed, considering failure by tearing instability. Results show a well-defined behavior between the base metal, HAZ and weld zones, where the base metal has a high toughness behavior, the weld has a low toughness behavior and the HAZ showed intermediate mechanical properties between the base metal and the weld. Using the PICEP software, the leak rate curves versus crack size and also the critical crack size were determined by considering load limit analysis. It was observed that after a certain crack size, the leak rate in base metal is much higher than for the HAZ and the weld, considering the same crack length. This occurs because in the base metal crack, it is expected that the crack grows in a more rounded form due to its higher toughness. The lowest critical crack size was found for the base metal presenting circumferential cracks. For the Integral J analyses performed in the weld, it was demonstrated that the failure by tearing instability will not occur under the considered conditions and this hypothesis was confirmed by elastic-plastic fracture mechanic (EPFM) analysis using the J/T diagram. Thereby, it can be concluded that it would be possible to apply the investigated pipe in a primary circuit of a reactor that utilizes the criterion LBB under the considered geometry

and load conditions. Additionally, it was found that under these conditions, only the failure mode by plastic collapse is expected.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	16
2	OBJETIVOS.....	20
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	21
3.1	Aço Inoxidável 316LN.....	21
3.2	Influência da Solda na União de Aços Inoxidáveis Austeníticos	22
3.2.1	Aço Inoxidável 316LN Unido por Metal de Adição 316L.....	24
3.3	Fundamentos Básicos da Mecânica da Fratura	26
3.4	Mecânica da Fratura Aplicada às Tubulações do Circuito Primário do Reator	28
3.5	Metodologia de Aplicação do LBB	30
3.5.1	Definição das Propriedades dos Materiais.....	31
3.5.1.1	Ensaio de tração.....	32
3.5.1.2	Ensaio de tenacidade à fratura.....	33
3.5.2	Sistemas de Detecção de Vazamento	39
3.5.3	Determinação da Taxa de Vazamento.....	39
3.5.4	Análise do Tamanho Crítico da Trinca	40
3.5.4.1	Método de análise por carga limite.....	43
3.5.4.2	Método de análise pelo diagrama J/T (Integral J - Módulo de rasgamento T) ..	46
4	MATERIAIS E MÉTODOS	48
4.1	Materiais Utilizados	48
4.2	Escopo de Testes para os Ensaios Mecânicos	52
4.3	Avaliação da Tubulação com uma Trinca Passante Presente.....	55
5	DISCUSSÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS	61
5.1	Caracterização dos Materiais.....	61
5.2	Ensaios Mecânicos.....	63
5.2.1	Ensaios de Tração.....	64

5.2.2	Ensaio de Tenacidade à Fratura.....	68
5.2.2.1	Determinação da posição dos corpos de prova da ZTA	68
5.2.2.2	Testes preliminares para definição da curva J-R do material.....	68
5.2.2.3	Característica visual dos corpos de prova ensaiados	70
5.2.2.4	Tamanho final da trinca	72
5.2.2.5	Curvas J-R.....	72
5.3	Análises de Mecânica da Fratura.....	76
5.3.1	Avaliação do Tamanho da Trinca para um Vazamento Detectável.....	77
5.3.2	Avaliação do Tamanho Crítico de Trinca por Carga Limite	78
5.3.3	Avaliação do J Aplicado.....	80
5.3.4	Comparação entre J Aplicado e J_{IC} do Material.....	83
5.3.5	Análise pelo Diagrama J/T	84
6	CONCLUSÕES	87
6.1	Ensaio de Caracterização dos Materiais Utilizados	87
6.2	Ensaio Mecânico.....	87
6.3	Análises de Mecânica da Fratura.....	88
	APÊNDICE A – RESULTADOS DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO	90
	APÊNDICE B – RESULTADOS DOS TESTES DE TENACIDADE À FRATURA.....	91
	APÊNDICE C – RESULTADOS DAS ANÁLISES DE MECÂNICA DA FRATURA... 	92
	ANEXO A – SOLUÇÕES EPRI DE J E T APLICADOS PARA TUBULAÇÕES COM TRINCAS ELÍPTICAS PASSANTES	93
	ANEXO B - CÓDIGO PICEP	96
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	98

LISTA DE TABELAS

TABELA 1 – Quantidade de ensaios de tração e curva J-R realizados para o metal base	53
TABELA 2 – Quantidade de ensaios de tração e curva J-R realizados para a solda.....	53
TABELA 3 – Quantidade de ensaios de tração e curva J-R realizados para a ZTA	54
TABELA 4 – Condições consideradas de carregamentos aplicados e geometria da tubulação	56
TABELA 5 - Composição Química dos materiais estudados.	61
TABELA 6 – Resultados dos ensaios de caracterização dos materiais estudados.....	62
TABELA 7 – Resultados das análises das Curvas J-R para a solda.....	75
TABELA 8 – Cálculo do J aplicado considerando as propriedades mecânicas obtidas para o corpo de prova 1 do ensaio de tração realizado na solda.	82
TABELA 9 – Japlicado calculado para a solda.	83
TABELA 10 - Cálculo do T_{aplicado} considerando as propriedades mecânicas obtidas para o Corpo de Prova 1 do ensaio de tração realizado na solda	85
TABELA 11 – Cálculo da Curva J/T do material.	85

LISTA DE FIGURAS:

FIGURA 1 – Diagrama DeLong [31] – FN esperado para o sistema Metal Base 316LN e Solda 316L.	25
FIGURA 2 – Foto de dispositivo utilizado para restringir o possível chicoteamento de uma tubulação causado pelo seu rompimento.....	29
FIGURA 3 – Gráfico Tensão x Deformação real e a relação com o expoente de encruamento.	33
FIGURA 4 – Corpo de prova tipo Compact (CT), com as principais dimensões representadas (Fonte: Adaptado de [34] e [35]).	34
FIGURA 5 – Análise de uma curva J-R do material (fonte: Adaptado de [35]).....	35
FIGURA 6 – Comparação entre as linhas de construção considerando $J=2\sigma_f$ e $J=3,75\sigma_u$	36
FIGURA 7 – a) curva J-R esquemática de um material, b) curva J/T análoga (Fonte: Adaptado de [6]).	38
FIGURA 8 – Taxa de vazamento x Tamanho da trinca.	40
FIGURA 9 – Equilíbrio de tensões em um tubo com uma trinca passante circunferencial sob carregamento de membrana e de flexão (Fonte: Adaptado de [38]).	44
FIGURA 10 – Curva J/T do material e J/T aplicado e ponto de instabilidade.....	47
FIGURA 11 – Tubos unidos por solda: a) fotografia das amostras; e b) desenho representativo da solda.....	49
FIGURA 12 – Exemplos de corpos de provas de tração (esquerda) e de tenacidade CT (direita)	50
FIGURA 13 – (a) Corpo de prova de tração com a fixação do extensômetro e dos termopares; (b) Corpo de prova tipo CT com “clip-gage” e sistema para medição da queda de potencial.	52
FIGURA 14 – Localização e orientação dos corpos de prova no metal base	53
FIGURA 15 – Localização e orientação dos corpos de prova para a área da solda.	54
FIGURA 16 – (a) Localização e orientação dos corpos de prova para a ZTA, (b) 10 medições de microdureza: a trinca deverá estar no local com maior dureza e paralela à zona de fusão	55

FIGURA 17 – Roteiro para definição do modo de falha de uma tubulação trincada.....	60
FIGURA 18 – Micrografia do aço inoxidável 316LN (esquerda) soldado com eletrodo revestido 316L (direita).....	63
FIGURA 19 – Curva Tensão x Deformação real mostrando comportamento distinto entre o Metal Base, ZTA e a Solda.	64
FIGURA 20 – Propriedades obtidas por meio do ensaio de tração em função da temperatura: a) Tensão de escoamento, b) Limite de resistência, c) Tensão de escoamento generalizada, d) Alongamento, e) Expoente de encruamento e f) Parâmetro α	67
FIGURA 21 – (a) Três linhas de indentações de Microdureza HV5 realizadas entre o metal base (direita) e a solda (esquerda); (b) Mapa de dureza obtido.....	68
FIGURA 22 – Correlação entre o tamanho da trinca e a queda do potencial elétrico para o lote 1 do metal base.	70
FIGURA 23 – Exemplos de amostras ensaiadas para cada uma das três regiões consideradas.	71
FIGURA 24 – Tamanho final da trinca Δa medido a partir da macrografia da trinca pós fratura em um corpo de prova tipo CT.....	72
FIGURA 25 – Curvas de resistência J-R obtidas para o Metal Base, ZTA e Solda.....	73
FIGURA 26 – Curvas J-R para o metal base, ZTA e solda ensaiados na orientação L-C e para o metal base ensaiado na orientação C-L.....	74
FIGURA 27 – Lei de Potência aplicada ao corpo de prova CT2 da solda.....	76
FIGURA 28 – Taxa de vazamento versus tamanho da trinca para o metal base, ZTA e solda	77
FIGURA 29 – Tamanho de trinca que irá causar um vazamento de 10 gpm considerando as regiões do metal base, ZTA e solda, nas temperaturas de 264 °C e 290 °C.....	78
FIGURA 30 – Tamanho Crítico de trinca considerando fratura por colapso plástico nas regiões do metal base, ZTA e solda, nas temperaturas de 264 °C e 290 °C.....	79
FIGURA 31 – Tamanho da trinca crítica sobre tamanho da trinca para vazamento de 10 gpm, nas temperaturas de 264 °C e 290 °C.....	80
FIGURA 32 – Curva J/T do material, obtida a partir da Curva J/R, e Reta J/T aplicado, calculada a partir do valor de J aplicado.....	86

LISTA DE ABREVIATURAS

- ASME* - *The American Society of Mechanical Engineers*
- ASTM* - *American Society for Testing and Materials*
- CT* - *Compact Tension* (Corpo de prova compacto sob tração)
- CTMSP - Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo
- C-L* - Orientação do corpo de prova tipo CT: corpo de prova na orientação circunferencial com a trinca na direção longitudinal (axial).
- EPRI* - *Electric Power Research Institute*
- FLOW STRESS* - Tensão de escoamento generalizada (ver símbolo σ_f)
- gpm* - *gallons per minute* (galões americano por minuto)
- IGSCC* - *Intergranular Stress Corrosion Cracking*
- IPEN - Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares
- LOCA* - *Loss of Coolant Accident* (Acidente por perda de refrigerante)
- L-C* - Orientação do corpo de prova tipo CT: corpo de prova na orientação longitudinal com a trinca na direção circunferencial.
- MEF - Método dos Elementos Finitos
- MFEL - Mecânica da Fratura Elástica Linear
- MFEP - Mecânica da Fratura Elasto-Plástica
- NRC* - *Nuclear Regulatory Commission*
- NUREG* - *Nuclear Regulatory Guide*
- PWR* - *Pressurized Water Reactor* - Reator (refrigerado) a água pressurizada
- SAW* - *Submerged Arc Weld* (processo de solda a arco Submerso)
- SDS - Terremoto de desligamento seguro; é definido como sendo o terremoto que produz o máximo movimento vibratório do solo, durante o qual determinadas estruturas e sistemas devem ser projetadas a se manter funcionais (idem *SSE*)

- SMAW - *Shielded Metal Arc Welding* (processo de solda com eletrodo revestido)
- SI - Sistema Internacional de unidades
- SSE - “*Safe Shut-down earthquake*” (idem SDS)
- TIG - *Tungsten Inert Gas* (processo de soldagem a arco com gás inerte e eletrodo de tungstênio não consumível)
- ZTA - Zona Termicamente Afetada ou Zona Afetada pela Temperatura

LISTA DE SÍMBOLOS

Variável	Descrição / Significado
a	- Tamanho da trinca
a/W	- Relação entre o tamanho da trinca e a largura do corpo de prova do tipo CT
B	- Espessura de um corpo de prova do tipo CT
b_0	- Ligamento remanescente de um corpo de prova ($= W - a$)
da	- Extensão infinitesimal de uma trinca
$E (E')$	- Módulo de elasticidade ('efetivo')
$J (J_c)$	- Integral J (Integral J ou tenacidade)
J_{Ic}	- Tenacidade associada ao início de crescimento de uma trinca no modo I
K_I	- Fator intensidade de tensão associado ao modo I
K_{Ic}	- Fator intensidade de tensão crítico no estado plano de deformações, associado com o crescimento instável da trinca no modo I
n	- Expoente do ajuste de Ramberg-Osgood
α	- Coeficiente do ajuste de Ramberg-Osgood
\mathcal{E}_0	- Deformação genérica de referência do ajuste de Ramberg-Osgood
σ_0	- Tensão de referência do ajuste de Ramberg-Osgood
T	- Módulo T (Rasgamento Ductil)
W	- Largura de um corpo de prova do tipo CT
Δa_{max}	- Crescimento máximo permitido da trinca ($= 0,05b_0$) para que um valor de tenacidade seja válido para determinar T_0
σ_0	- Tensão de escoamento
σ_f	- Tensão de escoamento generalizada (" <i>flow stress</i> "). Geralmente tomada como $(\sigma_0 + \sigma_R)/2$

- σ_R - Tensão de ruptura (ou Limite de resistência à tração)
- 2θ - Ângulo de trinca circunferencial passante
- ν - Coeficiente de Poisson
- A - Área da seção transversal de um componente
- D - Diâmetro externo da tubulação
- M - Momento fletor

1 INTRODUÇÃO

Em projetos de estruturas, equipamentos, componentes e sistemas, é essencial que seja possível detectar um defeito antes que uma falha brusca ocorra. Esta preocupação é ainda maior na indústria nuclear, devido ao potencial de danos ambientais, materiais, humanos e financeiros que uma falha pode causar.

Na engenharia de materiais considera-se que esses defeitos são muitas vezes advindos de inclusões, porosidades, falta de preenchimento de solda, trincas superficiais, heterogeneidade na composição química e segregações que, com frequência, são introduzidos durante a elaboração da matéria prima ou durante o processo de soldagem e fabricação dos componentes, estando sempre presentes nos materiais que constituem as estruturas [1]. Esses defeitos podem crescer em forma de trincas se houver a presença de tensões cíclicas ou corrosão sob tensão durante a utilização dos materiais, sendo extremamente difícil evitar a presença de descontinuidades “trincas” em qualquer componente, inclusive nos componentes presentes em uma usina nuclear.

Como não é possível evitar a presença de trincas, o que se busca é determinar o seu comportamento quando presente em um componente em operação, utilizando-se de análises de mecânica da fratura para garantir que será possível detectar esta trinca, por sistemas de detecção ou por inspeções periódicas, antes que ela alcance um tamanho crítico que acarrete a ruptura do material e, conseqüentemente, cause a falha de um componente em utilização. Essa preocupação está presente em diversos ramos da engenharia, sendo que para as tubulações utilizadas no circuito primário de usinas nucleares, a comprovação de que é possível detectar uma trinca antes que ela alcance o seu tamanho crítico se tornou obrigatória no licenciamento de usinas nucleares [2].

Para se determinar o tamanho crítico da trinca é necessário conhecer o seu comportamento para cada tipo de material, tensão aplicada, temperatura e geometria em análise. Isso ocorre devido à vizinhança da ponta da trinca ser uma região concentradora de tensões, o que pode levar, em materiais com comportamento frágil, ao crescimento da trinca com tensões aplicadas muito menores do que a tensão de escoamento do material de modo que, mesmo uma

pequena trinca pode crescer instavelmente e de forma muito rápida, levando à ruptura total do material.

Entretanto, para materiais com comportamento dúctil, onde o estado plano de tensões predomine, acontece um efeito de plastificação da região no entorno da ponta da trinca. Assim, a plasticidade irá causar um comportamento não linear do material e assim, o material apresentará um aumento de resistência à propagação de uma trinca à medida que ocorre esta deformação plástica do material.

Assim, em projetos que utilizam materiais tenazes, a trinca normalmente irá causar a falha da estrutura por dois modos: pela diminuição da área disponível para suportar a tensão, causando um colapso plástico na estrutura, ou pelo crescimento da trinca, também conhecido como rasgamento dúctil [2].

No caso específico da utilização de materiais extremamente tenazes, como o aço inoxidável austenítico, em tubulações do circuito primário de usinas nucleares tipo PWR, é aceitável pelos órgãos licenciadores que a determinação do tamanho crítico da trinca seja realizada por análises que consideram apenas a ocorrência de falha por colapso plástico. Desse modo, uma análise por carga limite fazendo uso das propriedades dos materiais obtidas a partir de ensaios de tração seria suficiente para o projeto seguro de componentes [3, 4 e 5].

Porém, a necessidade de utilização de solda para união das tubulações, processo que adiciona diversas variáveis de fabricação que influenciam as características mecânicas a serem consideradas nas análises de mecânica da fratura, torna muitas vezes necessária a consideração de que estes componentes poderão falhar por rasgamento dúctil, tornando recomendável a determinação da tenacidade à fratura dos materiais. Isso porque uma tubulação unida por solda deve ser vista não como uma estrutura constituída de um único material, mas sim dividida em três partes: o metal base, a zona termicamente afetada e a solda [6]. Essas três partes devem apresentar propriedades de resistência à tração e tenacidade à fratura adequadas ao projeto da tubulação, para que a presença de uma trinca não cause a sua falha.

Os cálculos de mecânica da fratura para se determinar o tamanho crítico da trinca dependem das propriedades mecânicas do material sendo, desta forma, essencial conhecer as propriedades reais dos materiais e das soldas, a serem empregados nas tubulações do circuito

primário do reator garantindo, assim, confiabilidade ao projeto sem exigir fatores de segurança demasiadamente elevados que comprometam o custo e a operação da planta nuclear [7].

Dentre os aços inoxidáveis comumente utilizados na indústria nuclear, um que vem se destacando para emprego em tubulações do circuito primário do reator é o aço inoxidável 316LN. Tal preferência ocorre devido à sua alta resistência à sensitização, advinda do baixo teor de carbono e às suas boas propriedades mecânicas e de resistência à corrosão, provenientes do alto teor de nitrogênio [8]. Porém, quando há a necessidade de unir este material utilizando uma solda, o impacto das diversas variáveis da soldagem nas propriedades do material pode ser imprevisível [9], sendo aconselhável uma caracterização específica para o tipo de material e solda a serem utilizados.

Portanto, o presente trabalho visa à determinação das propriedades importantes ao estudo da mecânica da fratura de aços 316LN, determinando a influência da soldagem deste material, utilizando eletrodo revestido 316L, nestas propriedades. Além disso, conhecendo a resistência à tração e a tenacidade à fratura do material soldado, indicar o modo de falha previsto para uma tubulação contendo uma trinca e que esteja submetida a um carregamento determinado.

Para isso, foi realizada uma caracterização completa do metal base e do metal de adição, assim como foram realizados ensaios de tração e de tenacidade à fratura no metal base, na solda e na zona termicamente afetada, nas temperaturas de operação de uma planta nuclear.

Os ensaios de tração foram realizados considerando-se a curva real de tensão *versus* deformação, sendo realizada uma análise de Ramberg-Osgood para a determinação dos parâmetros α e n , essenciais para os cálculos de mecânica da fratura. Já nos ensaios de tenacidade à fratura, o que se procurou foi a obtenção da curva de resistência J-R do material, a fim de determinar o J_{IC} e também para proporcionar uma análise de módulo de rasgamento J/T.

Com a obtenção das propriedades reais do material estudado, foram realizadas análises de carga limite para se determinar o tamanho crítico da trinca considerando falha por colapso plástico. Para os tamanhos críticos de trinca encontrados para a região menos tenaz da tubulação soldada, foram realizadas análises de Integral J e, quando necessário, análises

utilizando módulo de rasgamento T (método J/T), a fim de determinar se haverá a ocorrência de falha por rasgamento dúctil.

Desta forma, foi possível definir o modo de falha para cada região ensaiada, uma vez que, se o menor tamanho crítico de trinca for encontrado para a análise por carga limite, a falha da tubulação ocorrerá por colapso plástico; ou se o menor tamanho crítico de trinca for encontrado para a análise do J aplicado e módulo de rasgamento, a falha da tubulação ocorrerá por rasgamento dúctil.

2 OBJETIVOS

Estudar as propriedades de tração e tenacidade à fratura de aços 316LN e a influência do procedimento de soldagem, utilizando eletrodo revestido 316L, nessas propriedades.

Conhecendo a resistência à tração e a tenacidade à fratura do material unido por solda, realizar uma análise de LBB, para uma tubulação contendo uma trinca e submetida a um carregamento específico, para cada uma das três regiões da tubulação soldada: metal base, zona termicamente afetada e solda.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Aço Inoxidável 316LN

O aço inoxidável 316 vem sendo largamente utilizado nas indústrias química, petroquímica, farmacêutica e nuclear, isso devido principalmente às suas boas propriedades de resistência à corrosão em diversos meios e boa soldabilidade [8]. Porém, ao ser soldado ou ao trabalhar em temperaturas elevadas, o aço 316, assim como diversos aços austeníticos, sofre um processo de precipitação de carbonetos de cromo nos contornos de grão denominado sensitização. Esse processo ocorre ao longo dos contornos de grão que, em contato com um meio agressivo, submetido a uma tensão e acima de uma determinada temperatura, apresenta as condições necessárias de meio, tensão e material susceptível para a ocorrência do fenômeno de corrosão sob tensão (SCC – *Stress-Corrosion Crack*), podendo ser visto como um trincamento intergranular que, se não detectada a tempo, resultará na fratura do material [1].

Para prevenir a sensitização, um artifício muito utilizado é a redução do teor de carbono no material para valores menores que 0,035% em massa; neste caso, o material 316 passa a ter a denominação 316L, onde o L representa baixo carbono. Porém, a redução no teor de carbono reduz também a resistência mecânica do material e, diante disso, a estratégia é adicionar nitrogênio em valores acima de 0,10% em massa, que aumenta a resistência do material por solução sólida sem o consumo do cromo em processos de precipitação; desta forma, o material ganha a denominação N e, no caso do 316L, passará a ser denominado 316LN [8].

Ademais, diversos estudos têm demonstrado que a adição de nitrogênio traz outros benefícios além do aumento de resistência à tração, a saber: aumento da resistência à corrosão por pites (*pitting*) e por frestas (*crevice*), aumento na resistência à sensitização, maior resistência à corrosão sob tensão e aumento da tenacidade à fratura [8, 10, 11 e 12]. Tem-se demonstrado também que, conforme se adiciona nitrogênio ao aço 316L, as propriedades de tração, fluência e fadiga de baixo ciclo aumentam proporcionalmente até um limite de 0,23% em massa de nitrogênio, pois acima desse valor o material começa a perder tenacidade [13, 14 e 15].

Todos estes benefícios fizeram com que o aço 316LN fosse escolhido para utilização na tubulação do circuito primário das modernas usinas nucleares tipo AP1000 [4], além de ser um forte candidato para ser utilizado nos reatores a nêutrons rápidos [12], área onde se concentram a maioria dos estudos atuais de caracterização deste material, com a investigação das propriedades de fluência e de corrosão sob tensão em ambientes que simulam reatores de nêutrons rápidos [10, 16, 17 e 18]. Nesse contexto, o que se tem encontrado é que geralmente a fluência e a resistência à corrosão sob tensão desse material melhora com a adição do nitrogênio até um limite próximo a 0,20% em massa.

Para os reatores PWR (*Pressurized Water Reactor*), a grande preocupação dos estudos atualmente está na determinação dos fenômenos de corrosão sob tensão (SCC) dos materiais no meio de operação. Esse fenômeno é tão importante que, para este tipo de reator, recebeu a denominação de *Primary Water Stress-Corrosion Crack* - PWSCC. Porém, esses estudos não serão discutidos, pois fogem ao tema do presente trabalho.

3.2 Influência da Solda na União de Aços Inoxidáveis Austeníticos

Com o advento, na década de 80, das análises de mecânica da fratura aplicada a componentes constituídos de aços inoxidáveis austeníticos unidos com solda, os esforços na área nuclear focaram na definição da influência dos diversos parâmetros de soldagem na resistência à tração e tenacidade à fratura desses materiais. Os parâmetros mais importantes serão descritos brevemente a seguir.

Foi constatado que o tratamento térmico pós-soldagem para alívio de tensões traz pequenas mudanças nas propriedades mecânicas das soldas de aços austeníticos. Além disso, verificou-se que a solda, quando realizada utilizando os processos de soldagem por arco submerso (*Submerged Arc Welding* – SAW) e eletrodo revestido (*Shielded Metal Arc Welding* – SMAW), apresenta baixos valores de tenacidade à fratura se comparados aos materiais base equivalentes, sendo este fator atribuído principalmente à presença de inclusões e porosidades na solda, advindos do processo. Já a solda realizada pelo processo TIG apresenta valores de propriedades mecânicas para a solda muito próximas às dos materiais base [19 a 24].

Na década de 90, os estudos focaram nas propriedades de envelhecimento térmico do material base e da solda e na tensão residual de solda. Foram estudados, em sua maioria, os materiais base 304, 304L, 316 e 316L; e os metais de adição 308, 308L, 316 e 316L.

Os trabalhos realizados por Gavenda [25] e Delliou [26] demonstram que o envelhecimento térmico de 7.500 a 10.000 horas em temperaturas entre 300°C e 400°C causa um efeito pequeno nas propriedades de tração e de tenacidade à fratura de materiais austeníticos, que passam a apresentar um comportamento um pouco mais frágil, ou seja, resistência à tração ligeiramente maior, ductilidade e tenacidade à fratura ligeiramente menor. Já O'Donnel [27] e Shashank Dutt [28] estudaram o envelhecimento térmico em soldas de 316 e 316LN em temperaturas entre 370°C e 400°C, com tempos de envelhecimento entre 20.000 h e 50.000 h. Como resultado, encontraram que o efeito do envelhecimento térmico leva a uma pequena alteração nas propriedades de tenacidade à fratura desses materiais.

De modo geral, o envelhecimento térmico de aços austeníticos leva a um aumento da dureza e da resistência à tração, diminui a ductilidade, a resistência ao impacto e a resistência à fratura; e desloca a curva de transição dúctil-frágil do material para temperaturas mais elevadas. O envelhecimento térmico, em aços austeníticos, leva à precipitação de novas fases na ferrita presente no material como, por exemplo, a formação de uma fase α' rica em Cr por decomposição espinodal; a nucleação e crescimento da fase α' ; a precipitação de uma fase G rica em Ni, Si, $M_{23}C_6$ e γ_2 ; e a precipitação ou o crescimento de carbonetos existentes nos contornos entre as fases ferrita e austenita. A fragilização térmica é causada principalmente pela formação, na fase ferrita, de uma fase α' rica em Cr e, em certa medida, pela precipitação e crescimento de carbonetos nos contornos de fase. A fragilização térmica poderá causar a fratura frágil associada com a clivagem da ferrita ou com a separação da fronteira entre as fases ferrita e austenita. A falha predominantemente frágil ocorre quando a fase ferrita é contínua, em materiais com um alto teor de ferrita, ou quando a fronteira entre as fases ferrita e austenita fornece um caminho fácil para a propagação da trinca como, por exemplo, na presença de carbonetos nos contornos de grão. Dessa forma, os efeitos da fragilização térmica são proporcionais ao teor de ferrita presente no material [25].

Porém, nos materiais austeníticos estudados, a ferrita delta está presente em pequenos teores, de 5 a 10% na solda, o que explicaria o pequeno efeito do envelhecimento térmico usualmente encontrado nos aços austeníticos [25].

Sobre tensão residual na solda, o que se tem verificado é que em materiais austeníticos que apresentam comportamento dúctil, o efeito da tensão residual na tenacidade à fratura é mínimo [29]. Esse efeito se torna ainda mais insignificante quando considerado que

a solda apresenta defeitos provenientes do processo de soldagem, como inclusões e vazios, que diminuem a tenacidade à fratura da solda em relação ao material de base de forma muito mais intensa [30].

3.2.1 Aço Inoxidável 316LN Unido por Metal de Adição 316L

Embora o material 316LN já tenha suas propriedades bem conhecidas e caracterizadas, muitas vezes a fabricação de um componente exige sua soldagem, o que traz grandes mudanças em suas propriedades. Além disso, outro fator agravante é a não existência de consumíveis comerciais tipo 316LN para serem utilizados. Talvez essa ausência ocorra devido ao nitrogênio ter um forte efeito na soldagem, pois é um forte estabilizador da austenita, promove a solidificação primária da estrutura austenítica, o que deixa a solda com baixo teor de ferrita delta, tornando o material suscetível à trinca a quente.

A trinca a quente é um fenômeno que ocorre durante a soldagem do material austenítico em razão da presença de um gradiente térmico e da falta de ferrita delta. A ferrita delta, por possuir estrutura CCC (cúbica de corpo centrado) que é menos compacta do que a estrutura CFC (cúbica de face centrada) da austenita, consegue absorver parte das deformações térmicas durante a solda. Ademais, a ferrita delta também previne a formação de compostos de enxofre e fósforo, que possuem baixo ponto de fusão, evitando trincas à quente do material [9].

Desta forma, o teor de ferrita delta no material deve ser controlado, apresentando valores entre 5 e 10 FN¹, pois valores abaixo de 5 FN favorecem o aparecimento da trinca à quente no material durante a solda, conforme explicado anteriormente, e teores acima de 10FN irão causar a fragilização da solda durante utilização prolongada a altas temperaturas, pelo processo de envelhecimento térmico, já que a estrutura ferrita é a principal responsável pela degradação das propriedades do material quando utilizado em temperaturas elevadas durante muito tempo [25].

1 FN – sigla para *Ferrite Number*, número proporcional à porcentagem de ferrita delta presente no material. Para uma correlação entre Ferrite Number e porcentagem de Ferrita Delta ver Figura 1. [31]

Por conseguinte, a escolha do consumível de soldagem deverá estar atrelada à compatibilidade química e mecânica entre o metal base e a solda e, também, à previsão do teor de ferrita delta presente na solda do material. Essa previsão é realizada por meio da utilização de um diagrama de determinação de ferrita delta, como por exemplo, o diagrama DeLong [31] onde, através do cálculo do cromo e níquel equivalentes obtidos a partir da composição química do material base e do metal de adição, é possível prever a ferrita delta do sistema. O emprego do material de adição 316L, em conjunto com o metal de base 316LN, utilizados no presente trabalho, apresentou uma previsão de teor de ferrita delta entre 6 e 8 FN, conforme Figura 1, mostrando que o metal de adição e o de base são compatíveis nesse critério.

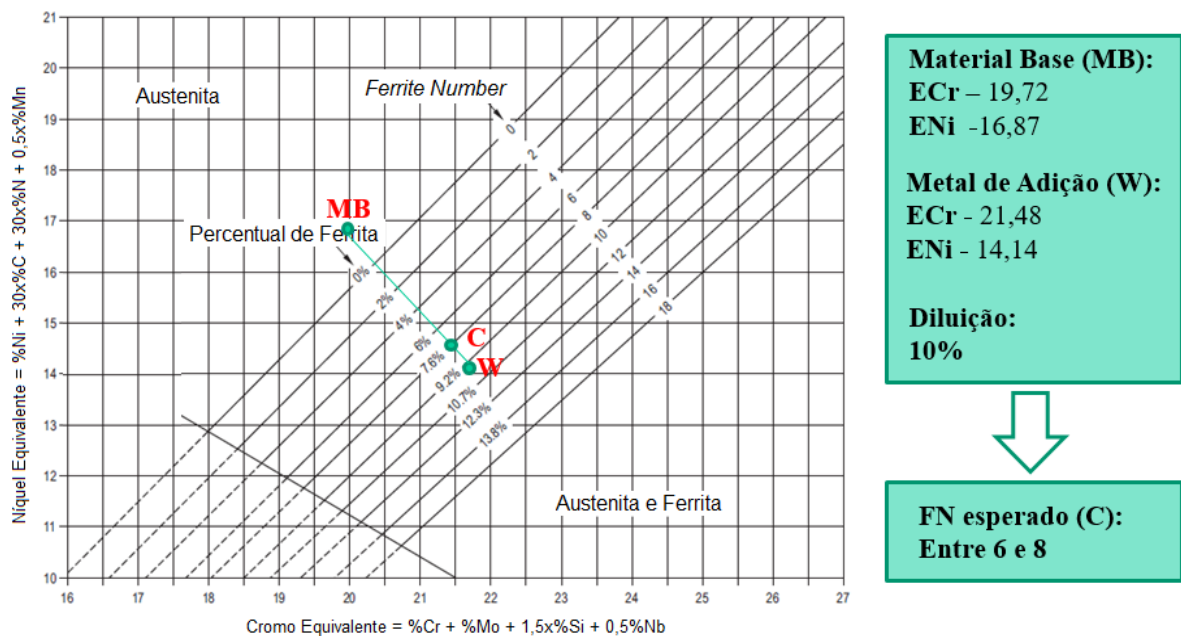


FIGURA 1 - Diagrama DeLong [31] – FN esperado para o sistema Metal Base 316LN e Solda 316L.

Assim sendo, a opção comercialmente empregada para a soldagem dos aços 316LN é a utilização do metal de adição 316L que, mesmo tendo uma composição química similar ao 316LN, não apresenta o nitrogênio acima de 0,10% em massa em sua composição. Como discutido anteriormente, o nitrogênio traz grandes alterações no comportamento mecânico do material; portanto, a solda do material 316LN utilizando-se metal de adição 316L pelo processo SMAW (*Shield Metal Arc Welding*), que apresenta uma diluição de 10%, deverá apresentar uma variação do teor de nitrogênio entre o metal base e a solda, podendo causar uma variação das propriedades mecânicas da junta soldada. Além disso, há de se considerar que, em geral, em soldas, o metal de adição escolhido deve ser mais resistente do que o metal base, fenômeno

conhecido por *overmatch*, porém, essa condição geralmente traz prejuízos à tenacidade à fratura do material.

3.3 Fundamentos Básicos da Mecânica da Fratura

A resistência à fratura de um material sólido é uma função das forças de ligação que existem entre os átomos que o constituem. Portanto, teoricamente, a resistência de um material sólido deveria ser da ordem de $E/10$, onde E é o módulo de elasticidade. Porém, o que se observa é que, na prática, o valor da resistência de um material está entre 10 e 1000 vezes abaixo deste valor teórico. Tentando explicar esta discrepância, A. A. Griffith propôs, na década de 1920, a teoria de que o baixo valor de resistência encontrado na prática poderia ser explicado pela presença de defeitos ou trincas microscópicos, que sempre existirão em um material. Esses defeitos irão, em sua extremidade, amplificar ou concentrar uma tensão aplicada ao material, diminuindo sua resistência [1].

Esse entendimento deu início à disciplina Mecânica da Fratura, que visa definir relações entre as propriedades dos materiais, os carregamentos aplicados, a presença de trincas e o mecanismo de propagação destas trincas. A Mecânica da Fratura se divide em duas grandes áreas, a Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) e a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP), porém ambas trazem o conceito de força motriz da trinca, onde um determinado material deverá possuir resistência maior do que a força motriz da trinca, de modo a prevenir a ocorrência da falha pelo crescimento da trinca.

Na Mecânica da Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL), a força motriz da trinca é caracterizada pelo parâmetro K , conhecido por fator intensificador de tensão, que descreve a distribuição de tensão ao redor da trinca. O parâmetro K é uma função do carregamento aplicado ou da tensão remotamente aplicada (σ), do tamanho da trinca (a) e da geometria do componente trincado, conforme se segue:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (\text{Equação 01})$$

onde Y representa um parâmetro ou função adimensional que depende do tamanho e da geometria da amostra e da trinca e do modo de aplicação do carregamento. Quando o valor de K atinge um valor crítico, equivalente à resistência à fratura do material, a trinca crescerá de

forma instável, causando a fratura súbita do material. Este valor crítico de K , quando independe da espessura do material, é denominado K_{IC} , sendo considerada uma propriedade intrínseca do material, podendo ser utilizada diretamente em projetos de componentes.

Porém, a MFEL requer que a deformação plástica na ponta da trinca tenha um efeito insignificante sobre as tensões elásticas na estrutura, fenômeno que ocorre, por exemplo, quando o volume da deformação plástica é desprezível se comparado com o tamanho da trinca ou o tamanho da estrutura. Neste caso, a intensificação da tensão na ponta da trinca tende ao infinito, tornando a MFEL aplicável apenas para a análise de tensões elásticas de materiais frágeis contendo trincas agudas, onde a deformação é infinitesimal.

Entretanto, na grande maioria dos materiais metálicos e poliméricos, as tensões na ponta da trinca serão finitas, já que o material irá plastificar e encruar na região ao entorno da ponta da trinca antes que ocorra sua propagação. Então, para a maioria dos projetos de engenharia, a MFEL não é aplicável.

Quando as deformações plásticas são significativas, o trabalho que o sistema deve realizar sobre a trinca para extendê-la terá uma parcela de deformação elástica e outra de deformação plástica. O problema é que enquanto a parcela da deformação elástica é bem definida, a da deformação plástica necessita ser estimada para cada caso em particular sendo alterada conforme o sistema muda (crescimento da trinca, alteração da tensão remota, encruamento do material) [2].

Destarte, a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP) surgiu em função das limitações na aplicação do critério de K_{IC} em materiais dúcteis com comportamento não-linear, onde a existência de uma zona plástica de tamanho significativo no entorno da ponta da trinca invalida as considerações necessárias ao emprego da MFEL. Nessas condições, a MFEP utiliza diversos métodos para lidar com relações não lineares, sendo os mais conhecidos o CTOD e a Integral J [2].

A Integral J foi introduzida inicialmente por Eshelby, em 1951, para o estudo de discordâncias e aplicada por Rice, em 1968, para a investigação da propagação de trincas em materiais dúcteis, ao idealizar a deformação elástica-plástica como elástica não-linear durante um carregamento. Essa idealização é verdadeira enquanto o material não for descarregado. Rice mostrou que a taxa de liberação de energia não linear J, que ocorre durante o crescimento

de uma trinca, poderia ser escrita como uma integral de linha independente do caminho. Mais tarde, Hutchinson, Rice e Rosengren mostraram que J também caracteriza os campos de tensão e deformação na ponta da trinca em materiais não-lineares, conhecidos como campo HRR. Assim, a Integral J pode ser vista como um parâmetro de energia e um parâmetro de intensidade de tensão [2].

A Integral J define a amplitude do campo de tensões HRR de um material elastoplástico, assim como o fator de intensidade de tensão caracteriza a amplitude do campo de tensões em um material elástico linear. Assim, é possível definir a existência de um valor J_{IC} que caracteriza o início do crescimento da trinca, de forma análoga ao K_{IC} . Porém, devido à natureza elastoplástica do material, o J_{IC} não necessariamente irá caracterizar a falha do material, já que neste caso o crescimento instável da trinca será precedido por um crescimento lento e estável devido à formação de uma zona plástica ao entorno da ponta da trinca, que faz frente ao seu crescimento. Isso implica que a capacidade do material trincado em suportar carregamentos poderá estar muito acima do J_{IC} do material, que caracteriza o início do crescimento estável da trinca.

Experimentalmente, a Integral J do material é representada por uma curva de resistência J - R , onde a Integral J , que representa a resistência do material ao crescimento estável da trinca, é plotada em função de Δa , que é a variação do tamanho da trinca. Como vantagem adicional, os valores de J_{IC} para materiais dúcteis podem ser obtidos a partir de corpos de prova significativamente menores do que os exigidos para validação do K_{IC} , quando ocorrer excessiva deformação plástica.

A tenacidade de um material, representado pelos valores K ou Integral J , constitui parâmetro essencial para projetos onde a presença e o crescimento de trincas representam a situação crítica para a falha do componente.

3.4 Mecânica da Fratura Aplicada às Tubulações do Circuito Primário do Reator

Historicamente, os órgãos reguladores da atividade nuclear exigiam, no início dos anos 70, que os projetos de plantas nucleares levassem em consideração a hipótese de ocorrência de uma ruptura súbita da seção transversal completa de uma tubulação (*DEGB - Double-Ended Guillotine Break*), causando a perda do fluido refrigerante. Tal exigência,

quando aplicada à tubulação de alta energia como a do circuito primário do reator, demandava a consideração de dois efeitos dinâmicos causados pela ruptura súbita da tubulação, o efeito de chicoteamento e o efeito do jato de água. Desta forma, para proteger os equipamentos essenciais para a segurança de uma planta nuclear, se fazia necessário prever a utilização de dispositivos para restringir o chicoteamento da tubulação (*pipe whip restraints*), conforme Figura 2, e barreiras contra jatos de fluido (*jet impingement shield*) [32].



FIGURA 2 – Foto de dispositivo utilizado para restringir o possível chicoteamento de uma tubulação causado pelo seu rompimento.

A utilização destes dispositivos, além do alto custo de projeto e instalação, tem consequências negativas em relação à segurança, por causa da redução de acesso para inspeções em serviço, causando aumento da exposição à radiação dos inspetores.

Por aproximadamente 10 anos, a indústria nuclear procurou alternativas para desconsiderar os efeitos dinâmicos de uma DEGB. Assim, a metodologia denominada *Leak Before Break* (LBB) ou Vazamento Antes da Falha, surgiu como uma abordagem tecnicamente justificável para retirar tal análise das bases de projeto de plantas nucleares, levando à realização de diversos estudos entre os anos 70 e 80 para comprovação deste método e sua aceitação pelos órgãos regulamentadores [32].

A preocupação com a segurança e a necessidade de diminuir os custos relacionados ao projeto e à construção de usinas nucleares levaram a Comissão de Regulamentação Nuclear

dos Estados Unidos (USNRC) a encomendar um estudo, em 1984, sobre a viabilidade da aplicação do conceito de LBB, novo para a época, nos projetos de tubulação do circuito primário de reatores. Este estudo foi posteriormente publicado sob o nome de NUREG-1061 [6], tornando-se um guia definitivo para a aplicação do LBB, que é utilizado até hoje.

Em 1987, a USNRC emitiu o documento NUREG – 0800, STANDARD REVIEW PLAN 3.6.3. [33], onde aceita o LBB na base de projeto de plantas nucleares, dispensando a postulação de um DEGB hipotético e as considerações de seus efeitos dinâmicos. Como consequência, os dispositivos de proteção mencionados puderam ser removidos, trazendo um benefício imediato em termos de segurança e economia.

Após a aceitação do LBB pela USNRC para projetos de tubulação para plantas nucleares, esta metodologia passou a ser aceita também por órgãos reguladores de atividades nucleares de outros países, além de ter sido incorporada pelas indústrias de petróleo e gás e também por códigos e normas como o ASME para projetos de vasos de pressão.

Com o método LBB definido no final dos anos 80, os trabalhos foram então concentrados basicamente em três áreas, a saber: definição das propriedades dos materiais; melhoria dos métodos de análises; e melhorias dos sistemas de detecção de vazamento.

3.5 Metodologia de Aplicação do LBB

Este item trará uma breve descrição de como a metodologia LBB é aplicada em projetos de tubulações do Circuito Primário de uma planta de Potência Nuclear. Essa metodologia é a base para a definição do escopo de testes e das análises de mecânica da fratura, aplicadas neste trabalho.

O LBB baseia-se na premissa de que, conhecendo o comportamento de uma trinca em um determinado material, seria possível prever seu comportamento em um sistema com geometria e carregamento definidos, garantindo que um vazamento proveniente desta trinca seja detectado por sistemas de detecção de vazamento, antes que esta trinca alcance um tamanho crítico que acarrete na falha da tubulação.

Conforme visto anteriormente, este conceito revolucionou o projeto de tubulações utilizadas no circuito primário do reator, apresentando uma metodologia que consiste basicamente das seguintes etapas [6]:

- a) Obter as propriedades mecânicas de tração e de tenacidade à fratura dos materiais utilizados nas tubulações, considerando as temperaturas de operação da planta nuclear;
- b) Determinar as cargas aplicadas à tubulação:
 - a. Carregamento normal de operação: para o cálculo da taxa de vazamento; e
 - b. Carregamento excessivo (raiz quadrada de dois vezes o carregamento normal de operação mais SDS): para o cálculo do tamanho crítico da trinca;
- c) Postular uma trinca passante na seção da tubulação e calcular considerando falha por colapso plástico:
 - a. Tamanho da trinca para um vazamento detectável, considerando um fator de 10 entre a taxa de vazamento prevista na trinca e o sistema de detecção da planta; e
 - b. Tamanho crítico da trinca;
- d) Se o tamanho crítico da trinca for maior do que 2 vezes o tamanho de trinca detectável: define-se o LBB como viável;
- e) Demonstrar por MFEP que a trinca crítica calculada é estável considerando a falha por rasgamento dúctil.

3.5.1 Definição das Propriedades dos Materiais

Os cálculos para a determinação do tamanho crítico da trinca em tubulações possuem forte dependência com as propriedades reais do material. Logo, se faz necessário uma caracterização dos materiais que serão empregados na planta nuclear, com um escopo de teste que se baseia em ensaios de tração e ensaios de tenacidade à fratura [1].

Deve-se ainda levar em consideração a presença de solda, processo que adiciona diversas variáveis de fabricação que influenciam nas propriedades a serem consideradas do material.

Por fim, outro fator que influencia as propriedades mecânicas do material é a temperatura. Assim, os materiais deverão ser testados na temperatura máxima e mínima a que o componente estará sujeito durante a operação normal da planta nuclear.

Os testes realizados no presente trabalho visam determinar as propriedades dos materiais e suas soldas, objetivando fornecer valores para realizar análises de mecânica da fratura, validando a aplicação do LBB em uma tubulação de Circuito Primário do Reator, que utilize os materiais estudados.

3.5.1.1 Ensaio de tração

O objetivo deste ensaio é a caracterização da curva tensão-deformação real do material, essencial para a análise de carga limite de um sistema e, também, para o levantamento dos parâmetros de Ramberg-Osgood, conforme Figura 3 e Equação 02, necessários para determinar o expoente de encruamento n , fator essencial para as análises de Mecânica da Fratura e definição da taxa de vazamento do sistema, já que o expoente de encruamento irá definir como será a abertura da trinca. Segundo Anderson [2], os parâmetros de Ramberg-Osgood são dados conforme a seguir:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (\text{Equação 02})$$

Onde:

σ = Tensão;

ε = Deformação;

σ_0 = Tensão de Referência, normalmente igual à tensão de escoamento;

ε_0 = Deformação de Referência (σ_0/E);

α = Constante Adimensional; e

n = Expoente de encruamento.

O ajuste da curva de Ramberg-Osgood deve ser obtido a partir da curva de tensão-deformação do material, devendo ser realizado no intervalo entre 0,1% da deformação até a deformação correspondente a 80% do limite de resistência do material. Apresenta-se, na Figura 3, a relação do gráfico tensão x deformação com o expoente de encruamento n , sendo possível observar que um alto expoente de encruamento representa um material que praticamente não aumenta sua resistência à deformação plástica à medida em que sofre deformação; ou seja, é um material que pouco encrua ao ser deformado plasticamente.

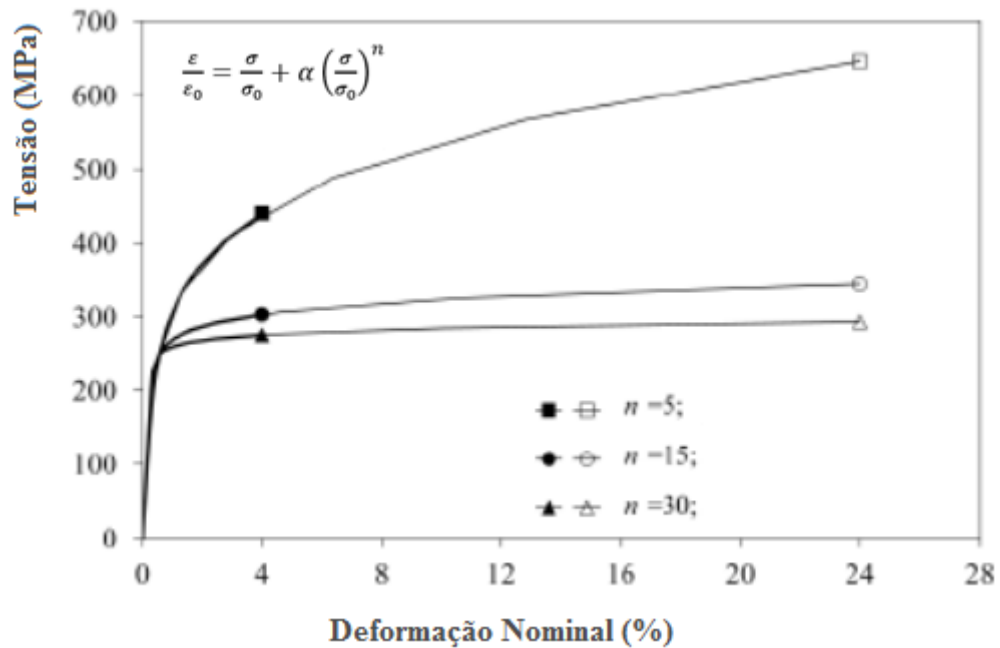


FIGURA 3 - Gráfico Tensão x Deformação real e a relação com o expoente de encruamento.

3.5.1.2 Ensaio de tenacidade à fratura

Quando análises utilizando Mecânica da Fratura Elasto-Plástica são empregadas para a avaliação de uma tubulação trincada, a propriedade de tenacidade à fratura do material deve ser considerada. Para aços austeníticos, que possuem alta tenacidade, essa propriedade é normalmente caracterizada utilizando-se corpos de prova do tipo compacto (*Compact - CT*), Figura 4, e o resultado é obtido na forma de curvas de resistência J-R, onde a Integral J, que representa a resistência do material ao crescimento da trinca, é plotada em função de Δa , que é a variação do tamanho da trinca. Uma curva J-R é apresentada esquematicamente na Figura 5.

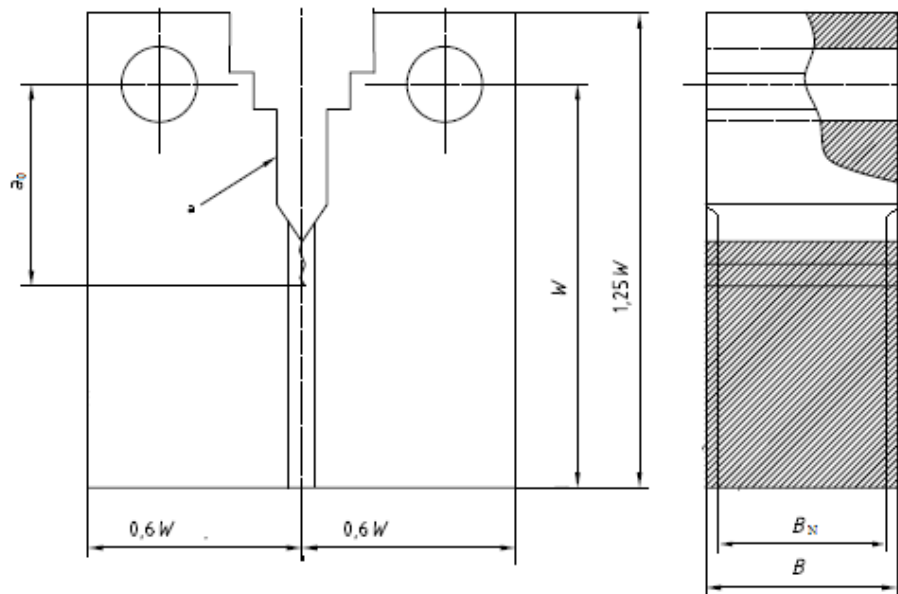


FIGURA 4 – Corpo de prova tipo *Compact* (CT), com as principais dimensões representadas (Fonte: Adaptado de [34] e [35]).

Após a obtenção da curva de resistência J-R, uma série de análises deve ser feita, conforme alguma norma de referência, para validação e definição dos valores obtidos. Duas normas são bem conhecidas e vastamente utilizadas para definição e análise das curvas J-R, a norma norte-americana ASTM 1820 [34] e a norma europeia ISO 12135 [35]. Essa última pode ser utilizada em conjunto com a norma ISO 15653 [36] que é específica para a definição da tenacidade para juntas soldadas.

Para o presente trabalho, optou-se por utilizar a norma europeia tendo em vista que seus requisitos para a validação do J_Q como J_{IC} são mais tolerantes do que a norma ASTM. Assim, é apresentado a seguir os principais pontos para análise e validação da curva J-R com base na norma ISO 12135.

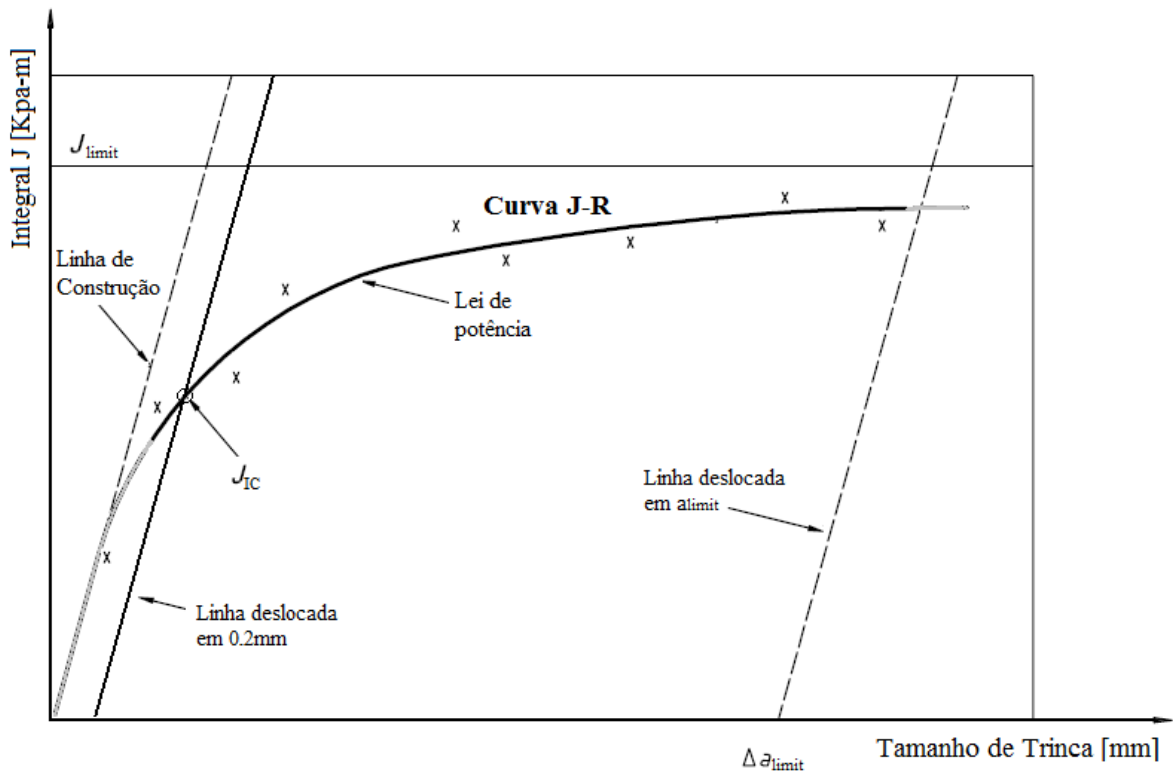


FIGURA 5 – Análise de uma curva J-R do material (fonte: Adaptado de [35])

- a) Linha de Construção: Linha que ao cruzar com a curva J-R corresponde ao instante em que a ponta da trinca se torna arredondada, ou seja, ao ponto que inicia a deformação plástica da ponta da trinca. Ela é dada pela Equação 03, onde σ_R é o limite de resistência do material:

$$J = 3,75\sigma_R\Delta a \quad (\text{Equação 03})$$

É importante observar que essa linha de construção difere bastante em relação à linha de construção proposta pela norma ASTM [34], de $J=2\sigma_f\Delta a$, onde σ_f é a tensão de escoamento generalizada, trazendo valores mais conservadores de J_Q , porém para materiais que apresentam elevada deformação plástica na ponta da trinca, a Equação 03 tem um melhor encaixe com a curva J-R do material, conforme demonstrado na Figura 6.

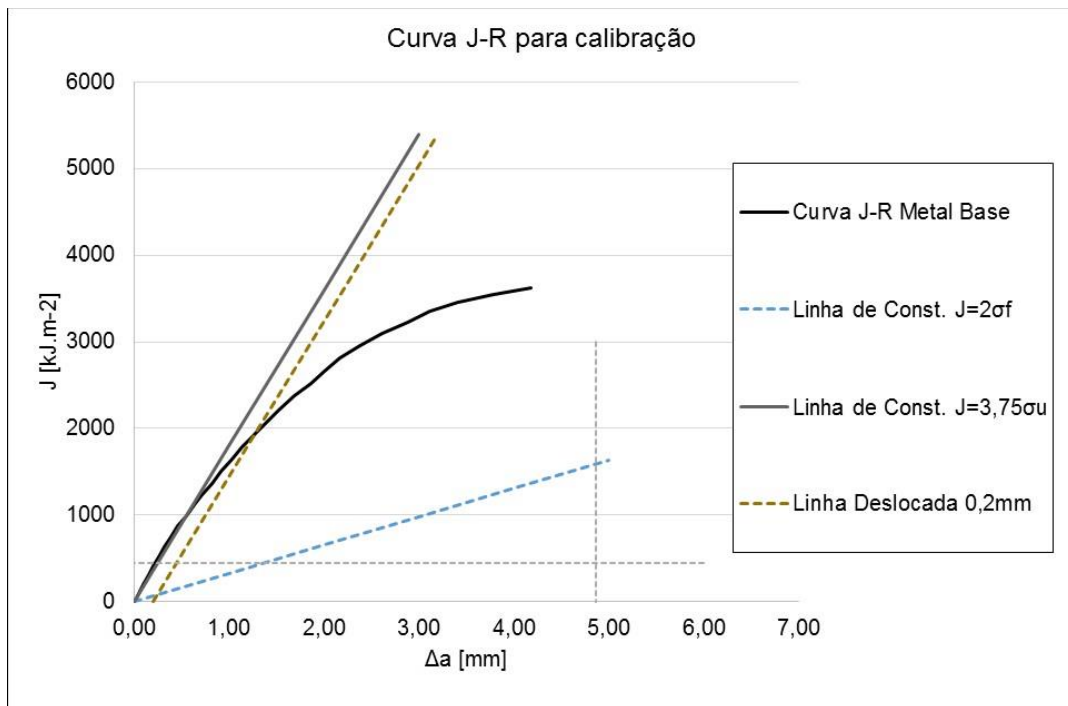


FIGURA 6 – Comparação entre as linhas de construção considerando $J=2\sigma_f$ e $J=3,75\sigma_u$

- b) Linhas de exclusão e lei de potência: As linhas de exclusão são representadas por duas linhas paralelas à Linha de construção, deslocadas em $\Delta a = 0,10\text{mm}$ e $\Delta a = a_{\text{limit}}$ (definido pela Equação 05.4). A curva J-R compreendida entre as linhas de exclusão pode ser representada por meio de uma lei de potência, conforme Equação 04, onde J_{mat} é a Integral J do material, Δa é a extensão da trinca e C e m são constantes determinadas experimentalmente.

$$J_{\text{mat}} = C(\Delta a)^m \quad (\text{Equação 04})$$

A lei de potência deverá observar uma série de requisitos estabelecidos na norma ISO 12135 [35] para ser válida.

- c) J_{limit} e a_{limit} : indicam, respectivamente, o valor máximo em que J e a podem ser considerados válidos como uma propriedade do material. Valores de J acima do J_{limit} são considerados válidos apenas para a espessura e condição de carregamentos aplicados do corpo de prova testado. O valor de J_{limit} deverá ser escolhido como o menor valor encontrado entre as Equações 05.1 a 05.3, o valor de a_{limit} é determinado pela Equação 05.4, os valores de a_0 , B e W são referentes às dimensões

do corpo de prova apresentado na Figura 4 e o σ_f é a tensão de escoamento generalizada.

$$J_{limit} = \frac{a_0 \sigma_f}{20} \quad (\text{Equação 05.1})$$

$$J_{limit} = \frac{B \sigma_f}{20} \quad (\text{Equação 05.2})$$

$$J_{limit} = \frac{(W - a_0) \sigma_f}{20} \quad (\text{Equação 05.3})$$

$$a_{limit} = 0,10(W - a_0) \quad (\text{Equação 05.4})$$

- d) Linha de deslocamento: linha paralela à Linha de Construção, deslocada em $\Delta a = 0,2$ mm que, ao cruzar com a curva J-R do material, irá fornecer o valor de J_Q .
- e) J_Q : É o ponto de intersecção da Linha de deslocamento com a curva J-R do material, sendo considerado o valor proposto para o J_{IC} . Se o valor proposto de J estiver abaixo de J_{limit} e a Equação 06 for cumprida, pode-se considerar que o valor de J_Q é independente do tamanho do corpo de prova e então $J_Q = J_{IC}$. Se não, o valor do J_Q precisa ser reportado como condicionado ao tamanho do corpo de prova.

$$3,75 \cdot \sigma_u \geq \left[2 \left(\frac{dJ}{da} \right) \right]_{J_Q} \quad (\text{Equação 06})$$

- f) J_{IC} : Define o instante em que tem início o crescimento da trinca no material, podendo ser considerado uma propriedade intrínseca do material.

Como pode ser observado pela curva J-R do material da Figura 5, durante o crescimento de uma trinca já iniciada, ou seja, em valores acima do J_{IC} , ocorre um aumento da resistência do material à medida que a trinca cresce. Assim, quando é previsto um carregamento aplicado que ultrapasse o valor de J_{IC} em uma análise de mecânica da fratura, o crescimento da trinca precisa ser analisado para determinar se a tendência desta trinca será de continuar a crescer, causando a falha do material, ou se o material irá plastificar, aumentando sua resistência até um ponto em que irá estabilizar a propagação da trinca. Para essa análise, é usualmente empregado o conceito de módulo de rasgamento T, que é representado pela taxa de variação de J em função do tamanho da trinca, descrito conforme a seguir:

$$T = \frac{E}{\sigma_f^2} \cdot \frac{dJ}{da} \quad (\text{Equação 07})$$

Pode-se representar T derivando a Equação 04 em relação a a , e substituindo na Equação 07:

$$T = \frac{E}{\sigma_f^2} \cdot (C.m. (\Delta a)^{(m-1)}) \quad (\text{Equação 08})$$

Onde σ_f é a tensão de escoamento generalizada, que é a média entre a tensão de escoamento σ_y e o limite de resistência σ_u do material; E é o módulo de elasticidade do material; e dJ/da é a taxa de variação do J em função do tamanho da trinca “a”. Por meio da Equação 08 é possível determinar a curva J/T do material, conforme Figura 7, que representa a tendência a ocorrer o rasgamento dúctil do material para uma determinada condição de carregamento aplicado e geometria do sistema.

A trinca crescerá de forma instável quando, para um determinado valor de Integral J, o T do material for menor do que o T aplicado, calculado a partir dos carregamentos aplicados ao sistema em análise; maiores detalhes são fornecidos no item 3.5.4.2 deste trabalho.

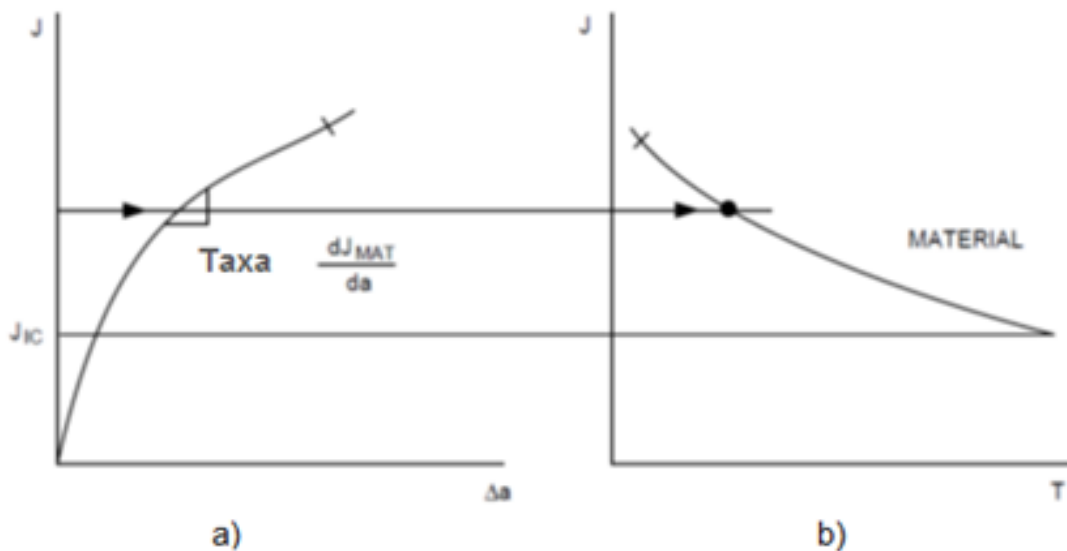


FIGURA 7 - a) curva J-R esquemática de um material, b) curva J/T análoga (Fonte: Adaptado de [6]).

3.5.2 Sistemas de Detecção de Vazamento

O sistema de detecção de vazamento deverá ser projetado de modo a ser sensível a um vazamento proveniente de uma trinca menor do que seu tamanho crítico, garantindo que a trinca será detectada antes que cresça e cause a falha da tubulação.

Existem diversos métodos de monitoramento de vazamentos, cada método com suas vantagens e desvantagens. Assim, para garantir a detecção do vazamento, o sistema deverá ter detectores múltiplos, diversos e redundantes, localizados em vários pontos no sistema, provendo informações da região do vazamento em um tempo adequado.

Para tal feito, existem sensores que monitoram a umidade local, a emissão acústica, as partículas radioactivas no ar, entre outros. Dados da literatura admitem como aceitável a detecção de um vazamento global do Circuito Primário do Reator de 1 gpm (3,8 L/minuto) em uma hora. Logicamente que, além de detectar o vazamento, o sistema deverá conseguir localizar a fonte geradora do vazamento, pois muitas vezes o vazamento ocorre em válvulas, selos e bombas e não necessariamente é devido a uma trinca na tubulação [4 e 37].

Como existem diversas incertezas na detecção do vazamento como, por exemplo, a trinca crescer sem se tornar passante ou o vazamento ficar retido em algum obstáculo entre a trinca e o sensor, entre outros, é exigido pelos órgãos de licenciamento um fator de segurança de 10 entre a taxa de vazamento previsto para uma trinca postulada e a capacidade do sistema em se detectar o vazamento. Assim, para um sistema que garante a detecção de 1 gpm de vazamento do circuito primário do reator, uma trinca que cause um vazamento de 10 gpm deverá ser postulada.

3.5.3 Determinação da Taxa de Vazamento

Determinar a taxa de vazamento que ocorre devido à presença de uma trinca passante em uma tubulação é um problema complexo, já que a taxa de vazamento irá depender não só do tamanho da trinca, mas também da pressão interna do fluido refrigerante, das cargas atuantes na tubulação, do tipo de fluido, da transferência de massa na transformação da fase líquida em vapor, do atrito entre o líquido e a superfície rugosa da trinca, da morfologia da trinca, das propriedades do material da tubulação e da temperatura de operação do sistema. Assim, como auxílio, existem modelos matemáticos que consideram todos esses fatores. Um

desses modelos, talvez o mais validado e aceito pelos órgãos reguladores de energia nuclear, é o denominado PICEP (*Pipe Crack Evaluation Program*) [38], que é utilizado no presente trabalho. A EPRI publicou esse modelo na forma de *software* onde, ao se adicionar os dados de entrada (*input*), conforme as variáveis descritas acima, o *software* retornará os dados (*output*) de taxa de vazamento em função do tamanho de trinca, conforme exemplificado na Figura 8.

Desta forma, conhecendo-se a capacidade do sistema de detecção de vazamento da planta nuclear, é possível determinar qual o tamanho da trinca que irá causar um vazamento detectável.

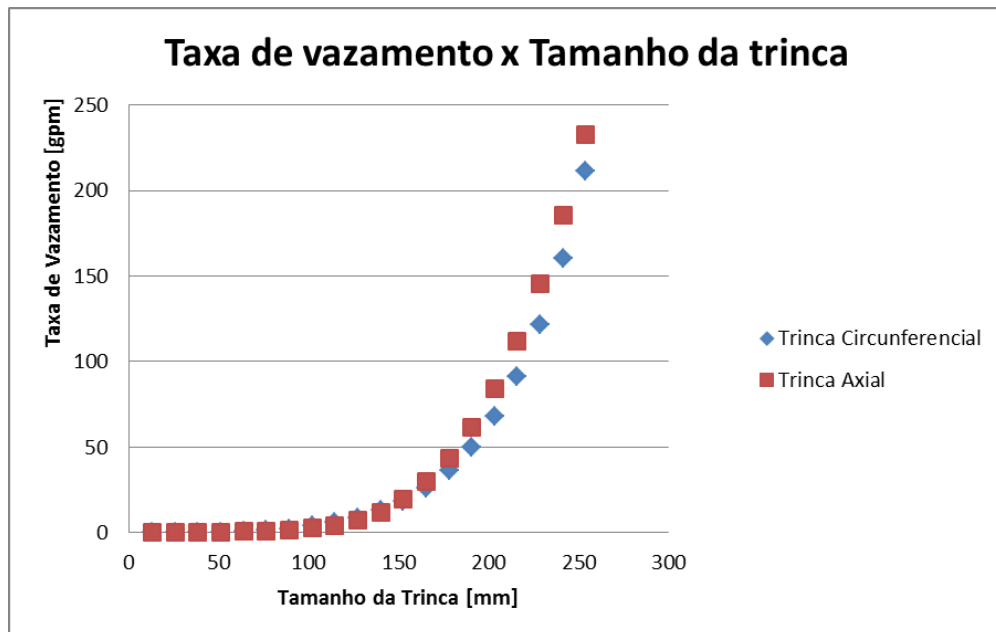


FIGURA 8 - Taxa de vazamento x Tamanho da trinca.

3.5.4 Análise do Tamanho Crítico da Trinca

Admitindo-se um tamanho da trinca que causará um vazamento detectável, é necessário verificar se este tamanho de trinca acarretará falha na tubulação. A NUREG-1061 [6] recomenda que, nas análises de mecânica da fratura, um tamanho de trinca detectável nas condições normais de operação de uma planta nuclear não cause a falha da tubulação em uma condição de carga excessiva, considerando o tamanho da trinca crítica como duas vezes o tamanho da trinca detectável.

A condição normal de operação considera que a tubulação é solicitada na realização de sua função normal específica. As cargas consideradas na operação normal são devidas a pressão normal interna da linha, seu peso próprio e possíveis tensões devido à expansão térmica. Já para a carga excessiva, além das tensões devido à operação normal da planta, consideram-se adicionalmente aquelas oriundas da aplicação de carregamento sísmico de desligamento seguro (SDS), além de se considerar um coeficiente de segurança de raiz quadrada de dois, aplicado sobre a tensão de operação mais SDS [6].

Nessas condições, quando uma trinca é introduzida em uma estrutura, a capacidade do material de suportar o carregamento aplicado poderá não ser apenas definida pelas propriedades de tração do material, mais também pela capacidade do material de resistir à propagação da trinca, ou seja, pela tenacidade do material. Assim, o modo de fratura esperado irá determinar o comportamento de uma trinca presente em um material sob carregamento. Os modos de fratura são conhecidos por: clivagem; rasgamento dúctil e colapso plástico. Neste caso, três modos de análise da mecânica da fratura, um para cada modo de fratura, devem ser considerados, a saber:

- Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) para fraturas por clivagem que ocorre quando há o Estado Plano de Deformações, onde a trinca irá crescer de forma instável com praticamente nenhuma deformação plástica. Neste caso, as análises baseiam-se no K_{IC} do material que deve ser maior do que o K aplicado, para que não ocorra fratura por clivagem;
- Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP), para fratura por rasgamento dúctil, que ocorre quando há o Estado Misto de Tensões, onde a trinca irá crescer de forma estável ou instável, com considerável deformação plástica no material. Neste caso, a análise passa primeiro pela determinação do J aplicado e pelo levantamento da Curva J-R do material, visando a definição do J_{IC} para comparação com o J aplicado. Depois, se necessário, é realizada uma análise do módulo de rasgamento, por meio do diagrama J/T sendo, desta forma, possível não só verificar se uma trinca presente no material irá crescer sob uma determinada condição de carregamento e geometria, mas também a sua tendência de crescer de forma instável, conforme ocorre a plastificação do material; e

- Carga Limite, para fratura por colapso plástico, que ocorre quando há o Estado Plano de Tensões. Neste caso, a análise considera que o crescimento da trinca irá causar a diminuição da área que está suportando as forças impostas ao material, até um ponto em que o material irá romper por colapso plástico; os fatores a serem considerados nesta análise são a geometria da tubulação contendo a trinca, a tensão de escoamento generalizada do material e a tensão aplicada, considerando os vários tipos de carregamento.

Se uma tubulação for fabricada a partir de materiais que possuem baixa tenacidade na temperatura de utilização, a capacidade de suportar a carga aplicada se dará pelo K_{IC} do material. Porém, para materiais austeníticos, as condições necessárias para que o material falhe por clivagem são tão específicas, que podem ser desconsideradas em uma aplicação de tubulação nas condições de operação de uma planta nuclear. Assim, a análise por Mecânica da Fratura Elástica Linear não será tratada no presente trabalho, pois foge ao seu escopo.

Caso a tubulação possua certa geometria e carregamento e for fabricada a partir de um material com alta tenacidade, que proporcione grandes plastificações no entorno da ponta da trinca, estando predominante o Estado Plano de Tensões, a capacidade de suportar a carga aplicada em uma estrutura trincada será ditada pela propriedade de tração do material. Nesse caso, pode-se calcular o carregamento aplicado ao sistema levando-se em consideração a geometria da trinca e compará-lo à propriedade de tração do material, utilizando-se o método de análise por carga limite, apresentado em maiores detalhes na seção 3.5.4.1 deste trabalho.

Se a tubulação for fabricada a partir de um material que tenha tenacidade à fratura relativamente alta, porém não alta o suficiente para que cause a fratura do material por colapso plástico, a capacidade de suportar a carga aplicada em uma estrutura será ditada pela propriedade de tenacidade do material, devendo-se evitar o crescimento instável da trinca, pois isto acarretaria no rasgamento dúctil e na fratura da estrutura. Nesse caso, utiliza-se de métodos de análises que requerem o emprego de parâmetros da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP). Uma vez que o uso de métodos numéricos para aplicar os conceitos da MFEP pode ser dispendioso e demandar bastante tempo, a existência dos chamados métodos simplificados, para avaliação de tubulações trincadas, é considerada eficaz para o desenvolvimento de projetos otimizados e seguros [39].

Dentre os principais métodos simplificados para análise de integridade de componentes trincados empregando a MFEP, escolheu-se pelo método do diagrama J/T (Integral J - Módulo de Rasgamento T), apresentado na seção 3.5.4.2 deste trabalho, já que é comumente utilizado e amplamente aceito nas análises de tubulações trincadas em usinas nucleares. Todavia, vale a observação de que os métodos simplificados são similares em natureza, utilizando-se de diversas variáveis comuns em suas aplicações.

Segundo [33], para se prever o tamanho crítico de trincas em tubulações que utilizem materiais extremamente dúcteis, como os aços inoxidáveis, apenas a análise por carga limite seria suficiente já que estes materiais, quando aplicados em estruturas que possuam espessuras relativamente finas, como em tubulações, apresentam plastificação generalizada no entorno da ponta da trinca. Todavia, a presença de soldas torna aconselhável a análise, tanto pelo método de carga limite, quanto de MFEP, descritos acima, com a finalidade de se determinar o menor tamanho crítico de trinca para ambos os métodos e, assim, definir o tamanho crítico da trinca e o modo de falha para a estrutura soldada como um todo.

Para a análise de LBB, a NUREG [6] prevê primeiramente o cálculo do tamanho crítico da trinca considerando a análise por carga limite, em determinados pontos críticos da tubulação. Se nenhum tamanho crítico de trinca calculado for menor do que duas vezes o tamanho da trinca detectável, admite-se que o LBB é viável para aquela tubulação. Então, para os tamanhos críticos de trinca, encontrados na análise por carga limite, realiza-se uma análise de MFEP a fim de verificar se esses tamanhos de trinca não irão causar a instabilidade e a fratura da tubulação por rasgamento dúctil. Se as análises de MFEP demonstrarem que a trinca em análise não irá crescer instavelmente nas condições consideradas, conclui-se que o LBB poderá ser aplicado na tubulação estudada.

3.5.4.1 Método de análise por carga limite

Este método de análise assume como critério de falha, que o colapso ocorre quando as cargas aplicadas a uma tubulação trincada induzem à uma tensão igual ou superior à tensão de escoamento generalizada do material, σ_f . Nesse momento a trinca chega ao seu tamanho crítico, a_{crit} , que é o máximo tamanho que a trinca pode possuir sem que cause a ruptura do material.

Existem diversas técnicas de análises para se determinar a tensão induzida por carregamentos aplicados a uma estruturada trincada, incluindo a análise por elementos finitos. Porém, no presente trabalho, foi utilizado o programa PICEP [38] para a determinação do tamanho crítico da trinca pelo método de Carga Limite. Assim, será demonstrado na sequência, as relações para os cálculos de tubulações com trincas circunferenciais e axiais consideradas pelo programa.

a) Trinca Circunferencial:

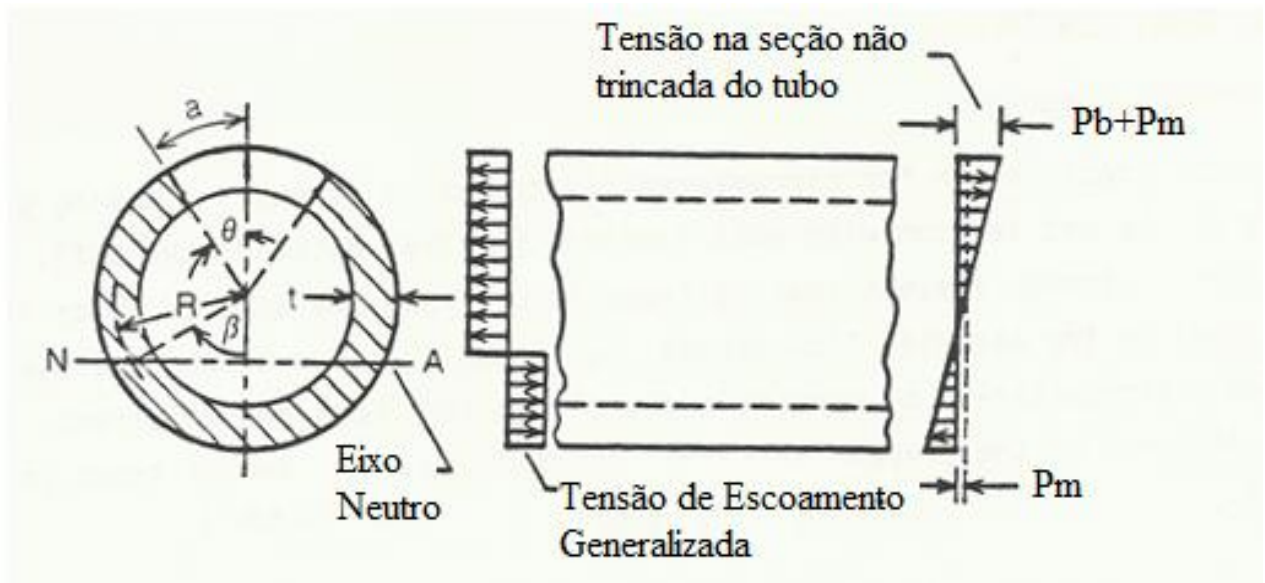


FIGURA 9 - Equilíbrio de tensões em um tubo com uma trinca passante circunferencial sob carregamento de membrana e de flexão (Fonte: Adaptado de [38]).

Conforme Figura 9, utilizando-se a relação de equilíbrio de força, o ângulo β que define o eixo neutro de um seção com trinca é dado por:

$$\beta = \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{\theta}{\pi} - \frac{P_m}{\sigma_f} \right) \quad (\text{Equação 09})$$

Onde:

θ = Metade do ângulo da trinca passante circunferencial postulada, em radianos;

P_m = Tensão de membrana, incluindo a pressão, o peso morto e os carregamentos sísmicos; e

σ_f = Tensão de escoamento generalizada do material “*Flow Stress*”.

Para o equilíbrio, considerando tensão de flexão, tem-se:

$$\pi \cdot P_b = 2 \cdot \sigma_f (2 \cdot \text{sen}\beta - \text{sen}\theta) \quad (\text{Equação 10})$$

Onde:

P_b = Tensão de flexão, incluindo o peso morto, expansão térmica e os carregamentos sísmicos.

Se for introduzido um fator de segurança (SF) e um fator para considerar materiais que possam romper com tensões abaixo do colapso plástico (Z), as tensões aplicadas, P_m e P_b , possuem a seguinte relação com suas respectivas tensões de falha P'_m e P'_b :

$$P'_m + P'_b = (SF)Z(P_m + P_b) \quad (\text{Equação 11})$$

Substituindo a Equação 11 na Equação 10 e considerando que na falha $P'_m = P_m$, temos que o tamanho crítico da trinca, θ_{crit} , para uma tensão aplicada P_m e P_b , poderá ser encontrado por:

$$(SF)Z(P_m + P_b) - P_m = \frac{2 \cdot \sigma_f}{\pi} (2 \cdot \text{sen}\beta - \text{sen}\theta) \quad (\text{Equação 12})$$

b) Trinca Axial:

Segundo [38], a tensão circunferencial σ_h é dado por:

$$\sigma_h = \frac{\sigma_f}{M} \quad (\text{Equação 13})$$

Onde:

$$M = \left[1 + \frac{1,61 (2a)^2}{4Rt} \right]^{\frac{1}{2}} \quad \text{e} \quad \sigma_h = \frac{P \cdot R}{t}$$

a = meio comprimento da trinca;

R = raio médio da tubulação;

t = espessura da tubulação; e

P = Pressão interna.

Assim, o tamanho crítico da trinca pode ser definido por:

$$2a_{crit} = \left\{ \left[\left(\frac{\sigma_f}{\sigma_h} \right)^2 - 1 \right] \cdot \left(\frac{4Rt}{1,61} \right) \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (\text{Equação 14})$$

Observa-se que, para a trinca circunferencial, a maior influência para a definição do tamanho crítico da trinca é dada pela tensão de flexão. Já para trincas axiais, seu tamanho crítico é definido principalmente pela pressão interna do fluido na tubulação.

3.5.4.2 Método de análise pelo diagrama J/T (Integral J - Módulo de rasgamento T)

O estado misto de tensões ocorre quando não é possível definir se o material irá romper por colapso plástico ou clivagem. Nesse caso, o material apresenta uma tenacidade tal que a fratura por rasgamento dúctil deva ser considerada, sendo necessária a análise da estrutura pelo uso da MFEP.

Dois importantes aspectos devem ser considerados quando se analisa o crescimento estável de trincas na análise *Leak Before Break*, a saber, a iniciação ou primeiro crescimento de uma trinca existente e a estabilização de uma trinca em crescimento. O valor de J associado à iniciação ou primeiro crescimento de uma trinca é denotado por J_{IC} . Se o valor aplicado de J for menor do que J_{IC} , a iniciação ou o crescimento da trinca não ocorrerá e, automaticamente, a estabilização de uma trinca existente está assegurada. Por outro lado, quando é previsto o crescimento de uma trinca existente, ou seja, quando o valor de J aplicado for igual ou maior do que o valor de J_{IC} do material, o crescimento da trinca precisa ser analisado para determinar se a tendência dessa trinca será de continuar a crescer instavelmente, causando o rasgamento dúctil do material, ou se o material irá plastificar, aumentando seu valor de J a ponto de se tornar maior do que o J aplicado, parando o crescimento da trinca [6].

Assim, para se determinar a tendência ao rasgamento dúctil do material para uma condição de carregamento e geometria, a curva J-R deverá ser representada como um diagrama J/T pois, conforme demonstrado na Equação 07, o módulo de rasgamento T representa a taxa de variação de J em função do tamanho de trinca a .

O diagrama J/T foi apresentado em 1983 por Paris et al. [40] e envolve o traçado de duas curvas em um diagrama J/T, onde J é a Integral J e T o módulo de rasgamento. Dessas duas curvas, uma é retirada da caracterização do material da tubulação e representa a curva J/T do material, conforme discutido anteriormente no item 3.5.1.2, e a outra curva representa o J/T aplicado para um comprimento inicial de trinca postulado e como uma função do carregamento e geometria do material. Assim, o diagrama J/T é utilizado para definir o local onde ocorrerá o crescimento instável da trinca, conforme pode ser verificado pela Figura 10, onde a curva J/T

do material representa uma fronteira em que os valores de J/T aplicado que estejam abaixo dessa curva poderão causar o crescimento estável da trinca; porém, a trinca não atingirá um tamanho crítico que cause o rasgamento dúctil. Já valores de J/T aplicado que estejam acima da curva irão causar o crescimento instável da trinca e a fratura da tubulação.

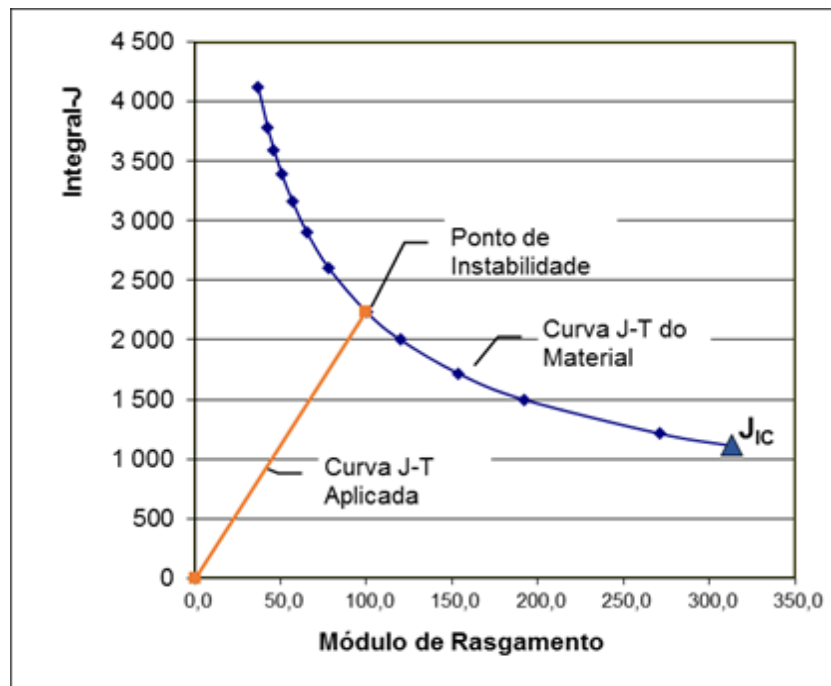


FIGURA 10 - Curva J/T do material e J/T aplicado e ponto de instabilidade.

Em geral, as soluções para J aplicado e T aplicado são numéricas e feitas com o auxílio de métodos de elementos finitos. Para casos mais comuns existentes na engenharia como, por exemplo, uma tubulação com uma trinca passante, estão disponíveis soluções catalogadas em manuais que são derivadas de soluções numéricas [41]. Uma das referências mais conhecidas e validadas foi desenvolvida por Zahoor [42], a pedido da EPRI. Nessa referência são encontradas inúmeras soluções para J e T aplicados, onde cada solução corresponde a um sistema de geometria do sistema e da trinca, carregamento aplicado e propriedades do material. A base desta metodologia é a representação da Integral J como uma soma de suas parcelas elásticas J_e e plásticas J_p , conforme se segue:

$$J = J_e + J_p \quad (\text{Equação 14})$$

No ANEXO A, apresentam-se as soluções para J e T, propostas por Zahoor [42], para trincas passantes elípticas nas direções circunferencial e axial, utilizadas neste trabalho para determinação do modo de falha do material.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Materiais Utilizados

Para os testes de tração e de tenacidade à fratura, foram utilizados três lotes diferentes do metal base SA-312 TP316LN em forma de tubos sem costura, com diâmetro externo de 219,1 mm e com espessura de 28,6 mm, soldados com um lote do material de adição TIG - SFA 5.9 ER316L para o passe de raiz e um lote do material de adição SMAW - SFA 5.4 E316L-15 para o preenchimento da solda – conforme apresentado na Figura 11. Os tubos soldados foram disponibilizados pelo Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo (CTMSP).

Em um primeiro momento, antes que ocorresse a soldagem dos tubos, os três lotes de metal base e os dois tipos de materiais de adição foram testados visando a caracterização dos materiais a serem soldados. Os ensaios realizados foram os seguintes: análise da composição química; metalografia com determinação do teor de ferrita delta e do tamanho de grão; ensaio de tração à temperatura ambiente e à 350 °C; e ensaio de impacto Charpy na temperatura ambiente. Essa caracterização foi realizada para garantir que os materiais utilizados não apresentavam desvios que comprometessem os as características da tubulação soldada.

Para a realização da solda circunferencial de união da tubulação, inicialmente os tubos foram chanfrados nas extremidades com o chanfro tipo “J” e, então, unidos por solda utilizando o processo TIG para o passe de raiz e o processo de SMAW com múltiplos passes para o preenchimento da solda, conforme demonstrado na Figura 11 (b). Após a solda, foi realizado o corte do material em três regiões, metal base, zona termicamente afetada e solda, visando a fabricação dos corpos de prova para os ensaios de tração e tenacidade à fratura que representassem cada uma das três regiões.

A união por solda dos tubos foi realizada utilizando-se procedimentos qualificados; porém, por existirem parâmetros que se caracterizam como informação proprietária, os requisitos aplicados aos processos de soldagem não serão detalhados neste trabalho.

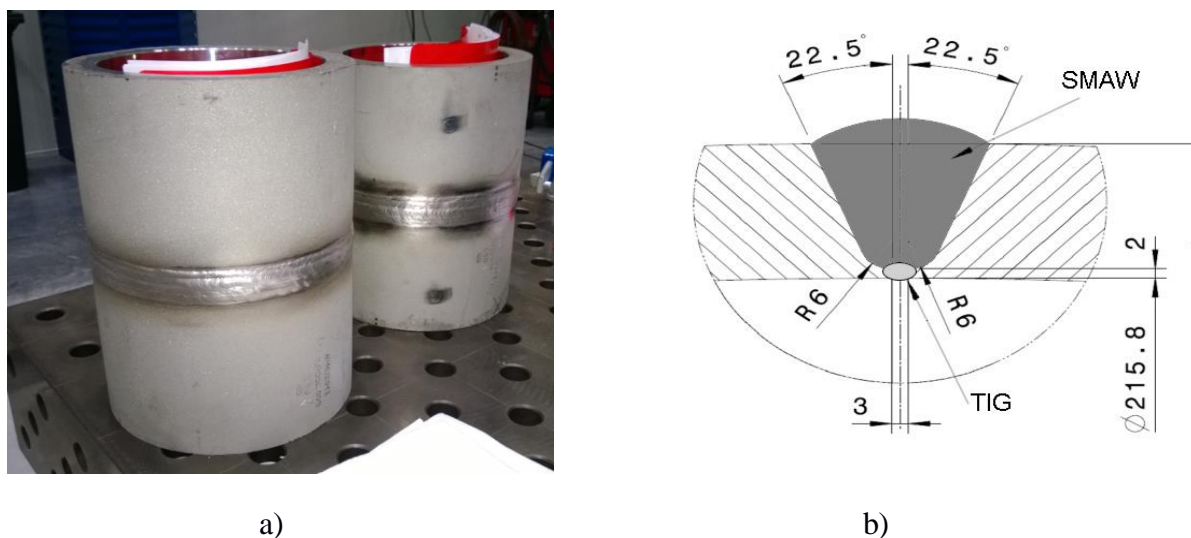


FIGURA 11 - Tubos unidos por solda: a) fotografia das amostras; e b) desenho representativo da solda.

Os materiais estudados foram ensaiados por tração, obtendo-se a curva tensão-deformação, e por tenacidade à fratura com o levantamento da curva J-R. Os testes foram realizados em três zonas diferentes do material soldado, a saber: o metal base, a solda e a zona termicamente afetada nas temperaturas de 290°C e 264°C, que foram escolhidas considerando-se a máxima temperatura encontrada na perna quente e a mínima temperatura encontrada na perna fria de uma tubulação do sistema de resfriamento de uma planta PWR. Os ensaios de tração e de tenacidade à fratura foram realizados no Materials Center of Leoben – MCL / Áustria.

Para o ensaio de tração a quente na direção longitudinal e transversal, os corpos de prova foram usinados com diâmetro de 6 mm e com comprimento útil de 30 mm, conforme Figura 12. Os ensaios por tração a quente foram realizados conforme escopo descrito no item 4.2 a seguir, segundo procedimentos ASTM E8/E8M-13 [43] e ASTM E21-09 [44], em uma máquina de teste universal modelo Z250 da marca Zwick. Utilizou-se um extensômetro com classificação ASTM B-1 até se atingir a máxima carga (limite de resistência do material), a fim de se levantar a curva tensão x deformação real. Dois termopares do tipo K foram soldados na parte superior e inferior dos corpos de prova para garantir a homogeneidade da temperatura do teste. A Figura 13 (a) mostra como foi realizada a fixação do extensômetro e dos termopares nos corpos de prova. Os testes foram realizados utilizando-se forno MayTec HTO-08, com precisão de ± 2 °C.

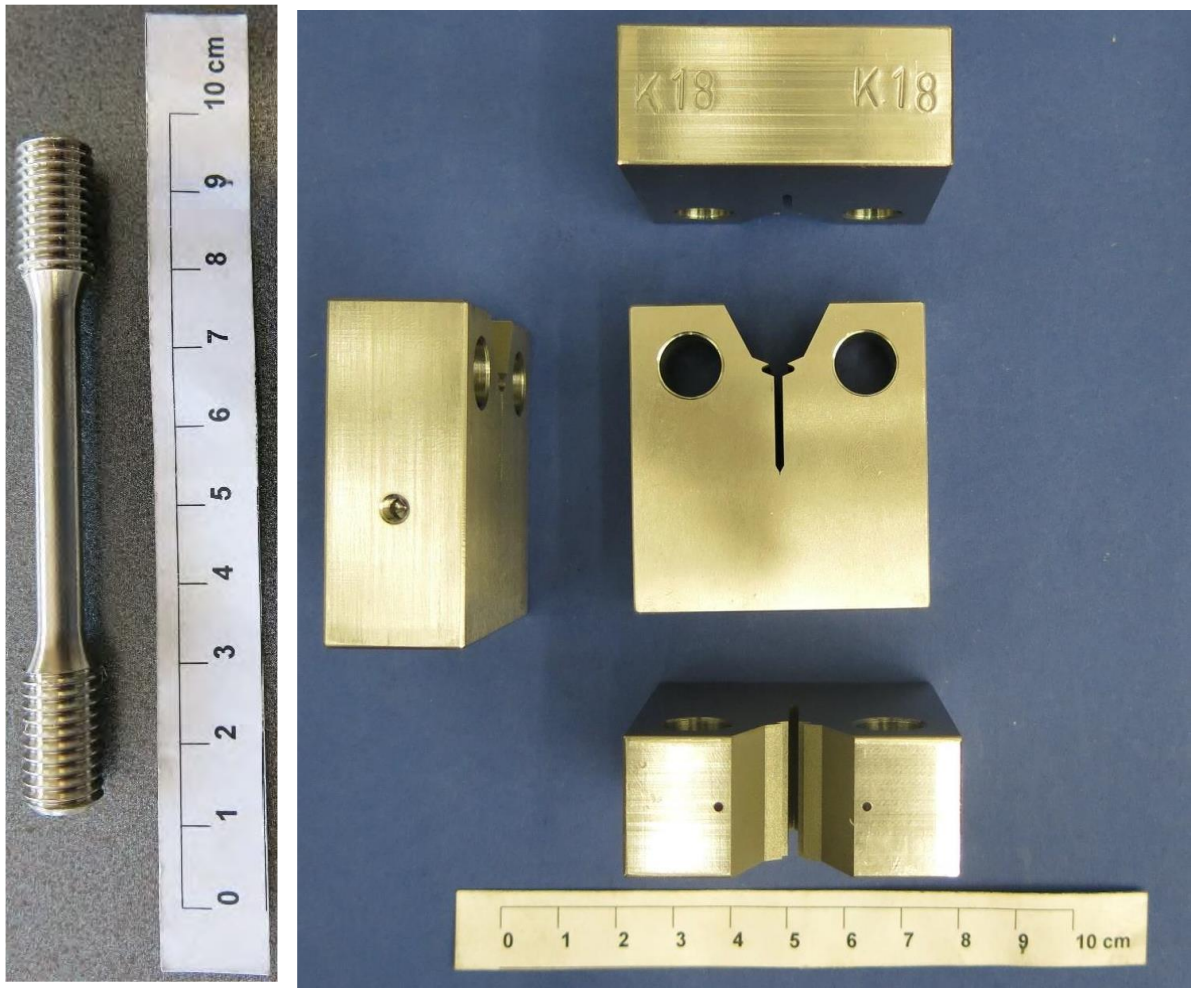


FIGURA 12 – Exemplos de corpos de provas de tração (esquerda) e de tenacidade CT (direita)

Antes do início de cada teste, as amostras para os ensaios de tração foram mantidas durante 20 minutos à temperatura de realização do teste. Em cada teste foi determinado o módulo de elasticidade (E), tensão de escoamento (σ_o), tensão de ruptura (σ_R) e alongamento uniforme (A). Também foram determinados os parâmetros de Ramberg–Osgood através da curva Tensão-Deformação real conforme descrito no subitem 3.5.1.1.

Já os ensaios de tenacidade à fratura foram realizados conforme escopo definido no item 4.2, de acordo com a norma ISO 12135 [35]. Utilizaram-se corpos de prova do tipo Compact (CT), conforme apresentado na Figura 12, considerando a dimensão $W = 40$ mm (dimensão entre o início da trinca e o final do corpo de prova, conforme apresentado na Figura 4). As amostras foram pré-trincadas por fadiga à temperatura ambiente com um número de

ciclos entre 10^4 e 10^6 , utilizando-se uma máquina de teste RUMUL Testtronic 100. O tamanho total da trinca (considerando a trinca inicialmente usinada mais a trinca por fadiga) deverá estar entre 0,45 e 0,70 W para que o teste tenha validade. Após a pré-trinca, o tamanho da trinca de cada corpo de prova foi medido por macrografia sendo, posteriormente, realizada a usinagem dos entalhes laterais (*side groove*) considerando 10% da espessura do corpo de prova. Antes do início do teste, os corpos de prova foram medidos na espessura válida (b_0), na altura (H), no comprimento entre o início da trinca e o final do corpo de prova (W) e no comprimento inicial da trinca (a_0), com uma precisão de 0,05mm.

Os corpos de prova foram previamente mantidos por uma hora na temperatura de teste e, então, testados em uma máquina de teste INSTRON 8802 com um forno INSTRON 3119-600 acoplado, que possui uma precisão de ± 2 °C. Dois termopares do tipo K foram soldados na posição superior e inferior do corpo de prova. A abertura da trinca foi controlada utilizando-se um sensor de deslocamento (*displacement gage*) 3641-006M, da marca Epsilon. O tamanho da trinca foi controlado com a técnica de potencial elétrico (método de queda de potencial), onde a amostra é alimentada com uma corrente contínua e, a partir disto, a diferença de potencial U foi medida, entre as extremidades superior e inferior da amostra, durante o crescimento da trinca; esta diferença de potencial aumenta conforme a trinca cresce. Assim, por meio da diferença de potencial, a extensão da trinca Δa pode ser calculada, tornando possível uma correlação contínua entre a força aplicada e o tamanho da trinca. A fonte utilizada para alimentação de corrente contínua foi a FUG NTN 350-6.5 e a diferença de potencial foi medido por uma sonda Keithely Nanovoltmeter 2182A. A Figura 13 (b) mostra um corpo de prova com o sensor de deslocamento (*displacement gage*), termopares e sistema para medição da queda de potencial fixados.

Para a validação dos resultados, ao menos oito medições de J devem ser realizadas antes que o corpo de prova atinja a máxima carga. Durante a realização do ensaio, as curvas carga vs. deslocamento e carga vs. queda de potencial foram registradas. O valor de J pode ser calculado em qualquer ponto da curva carga vs. deslocamento. A curva J-R é definida a partir dos valores de J calculados *versus* o tamanho de trinca correspondente, definido pelas medidas de queda de tensão.

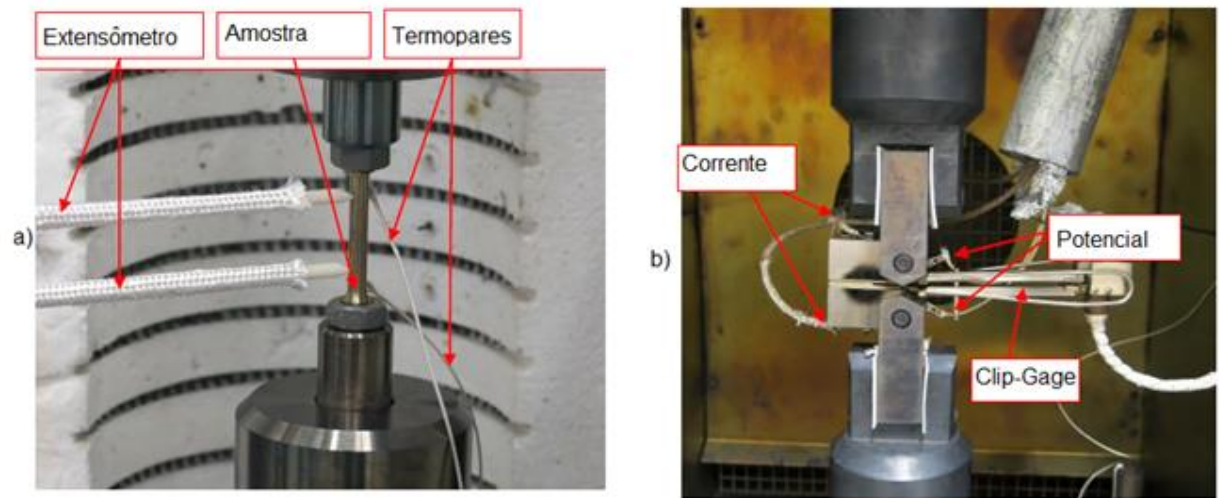


FIGURA 13 – (a) Corpo de prova de tração com a fixação do extensômetro e dos termopares; (b) Corpo de prova tipo CT com “clip-gage” e sistema para medição da queda de potencial.

Depois de definido a curva J-R do material, as amostras foram tingidas por calor (*heat tinting*) a cerca de 600 °C durante 30 minutos. Em seguida, as amostras foram fadigadas à temperatura ambiente até sua completa ruptura. Após, foi realizada uma macrografia óptica na região da fratura. Esse processo torna possível a visualização da frente da trinca; ou seja, é possível visualizar o início e o tamanho final da trinca. A macrografia foi analisada com o *software* ImageJ, onde o tamanho da trinca foi medido em nove pontos igualmente espaçados ao longo da espessura da amostra. A partir dessa medição da extensão de trinca, o valor final do tamanho da trinca Δa , pôde ser calculado.

As curvas de resistência J-R dos materiais testados foram analisadas segundo procedimento descrito no subitem 3.5.1.2, visando à obtenção e validação dos valores obtidos de J_Q e da curva de potência.

4.2 Escopo de Testes para os Ensaio Mecânicos

O escopo de testes recomendado pela NUREG-1061 [6] para obter as propriedades mecânicas necessárias para a análise de LBB em uma tubulação foi levado em conta para a definição dos ensaios realizados no presente trabalho e é apresentado a seguir.

4.2.1 Metal Base

Para cada um dos três lotes do metal base (MB) da tubulação, foram realizados dois ensaios de tração para cada temperatura estudada (264 e 290 °C), em duas orientações:

longitudinal e transversal. Também para cada lote do metal base foram realizados dois ensaios de levantamento da curva J-R para cada temperatura estudada (264 e 290 °C), em duas orientações: C-L e L-C.

A Tabela 1 e a Figura 14 apresentam, respectivamente, a quantidade e a orientação dos corpos de prova retirados do metal base.

TABELA 1 – Quantidade de ensaios de tração e curva J-R realizados para o metal base

Orientação Tração/CT	Lote 1		Lote 2		Lote 3	
	264 °C	290 °C	264 °C	290 °C	264 °C	290 °C
Longitudinal/C-L	2	2	2	2	0	2
Transversal/L-C	2	2	2	2	0	2

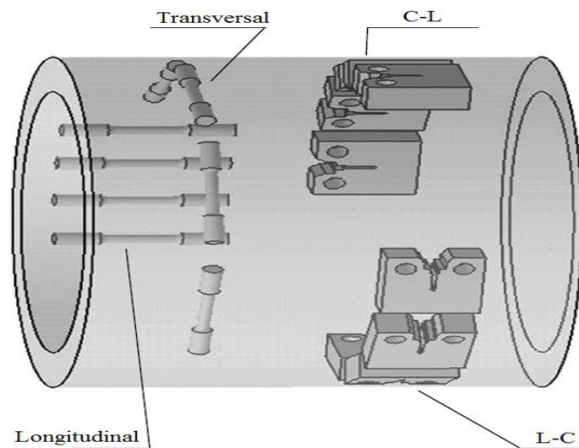


FIGURA 14 - Localização e orientação dos corpos de prova no metal base

4.2.2 Solda

Para a solda, foram realizados três ensaios de tração para cada temperatura estudada (264 e 290 °C), na orientação transversal. Também para a solda, foram realizados três ensaios para o levantamento da curva J-R para cada temperatura estudada (264 e 290 °C), na orientação L-C.

A Tabela 2 e a Figura 15 apresentam, respectivamente, a quantidade e a orientação dos corpos de prova retirados da solda.

TABELA 2 – Quantidade de ensaios de tração e curva J-R realizados para a solda

Orientação Tração/CT	264 °C	290 °C
Transversal/L-C	3	3

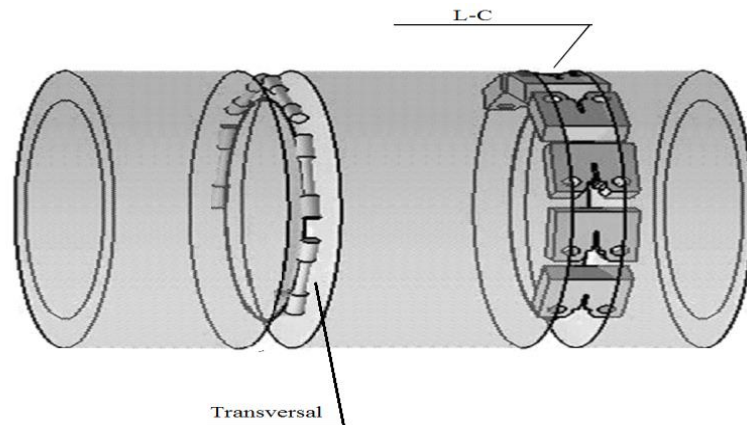


FIGURA 15 – Localização e orientação dos corpos de prova para a área da solda.

4.2.3 Zona Termicamente Afetada - ZTA

Para a ZTA foram realizados dois ensaios de tração para cada lote do metal base para cada temperatura estudada (264 e 290 °C), na orientação longitudinal. Adicionalmente, foram realizados dois ensaios para cada lote do metal base, para o levantamento da curva J-R para cada uma das temperaturas estudadas (264 e 290 °C), na orientação L-C. Nesse corpo de prova, a trinca deverá estar paralela à zona de fusão do material. Para se definir o local exato onde o entalhe deve ser usinado foi realizado um levantamento da microdureza HV5 do material com 10 medições ao longo da solda, ZTA e metal base conforme Figura 16 (b); o ponto que apresentou a maior dureza foi o escolhido para a realização do entalhe.

A Tabela 3 e a Figura 16 apresentam, respectivamente, a quantidade e a orientação dos corpos de prova retirados da ZTA.

TABELA 3 – Quantidade de ensaios de tração e curva J-R realizados para a ZTA

Orientação Tração/CT	Lote 1		Lote 2		Lote 3	
	264 °C	290 °C	264 °C	290 °C	264 °C	290 °C
Longitudinal/L-C	2	2	2	2	0	2

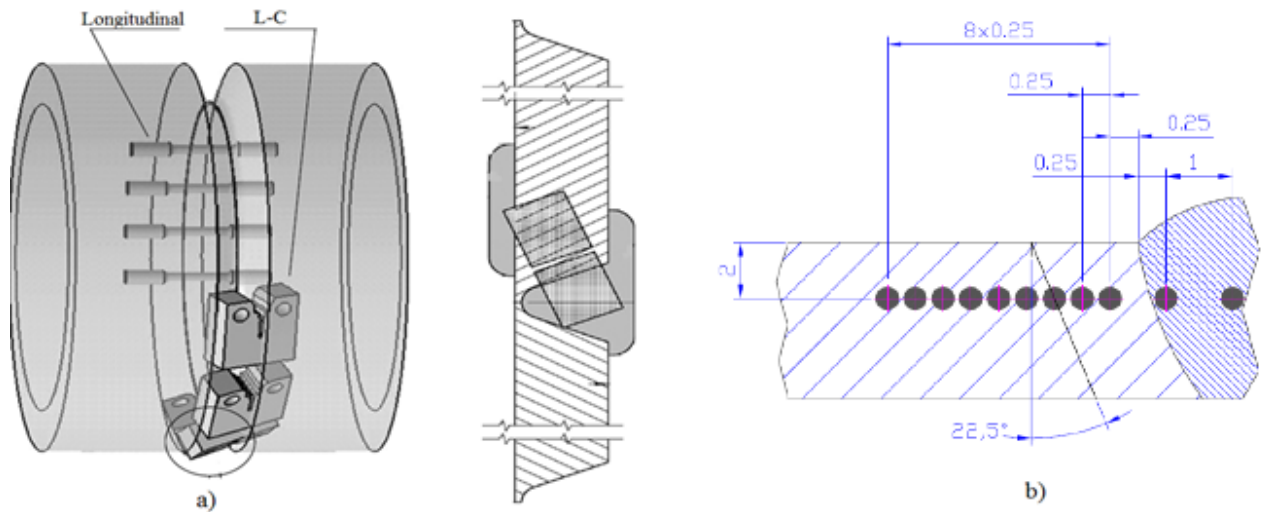


FIGURA 16 – (a) Localização e orientação dos corpos de prova para a ZTA, (b) 10 medições de microdureza: a trinca deverá estar no local com maior dureza e paralela à zona de fusão

4.3 Avaliação da Tubulação com uma Trinca Passante Presente

Conforme discutido no item 3.5, em análises de LBB é necessário definir as cargas aplicadas a uma tubulação considerando as condições normais de operação da planta nuclear, para a definição do tamanho da trinca que causará um vazamento detectável e também as cargas aplicadas considerando uma condição de emergência, quando usualmente é levada em conta a presença de sismos e a multiplicação por um fator de segurança (raiz quadrada de 2), para a obtenção do tamanho crítico da trinca. Para a avaliação da tubulação trincada, as condições de geometria da tubulação e carregamentos aplicados na condição normal e excessiva foram consideradas, hipoteticamente, conforme Tabela 4, para as análises de Mecânica da Fratura.

TABELA 4 – Condições consideradas de carregamentos aplicados e geometria da tubulação

Geometrias da Tubulação				Carregamentos Aplicados					
Diam. Externo (Do)	Espess. (t)	Zt	A	Condição do Carregamento	Força Axial - sem Pressão (Fa)	Momento (M)	Pressão (P)	Tensão axial devida à pressão (σ_{Pa})	Momento Equivalente Total (M_E)=($M_{Fa}+M_M+M_{\sigma_{Pa}}$)
mm	mm	m ³	m ²		N	N.m	MPa	MPa	N.m
273,05	28,58	0,00122	0,0219	Normal	50.000	42.000	15,17	25,31	75.580
				Normal + SDS	100.000	46.200	15,17	25,31	82.553
				Excessiva (Normal + SDS).1,41	141.421	65.337	21,45	35,79	116.748

Onde:

O módulo da Seção Transversal é dado por:

$$Zt = \frac{\pi(D_o^4 - D_i^4)}{32D_o}$$

A tensão axial devida à pressão interna é calculada a partir de:

$$\sigma_{Pa} = \frac{PD_i^2}{D_o^2 - D_i^2}$$

Sendo P a pressão interna, D_o o diâmetro externo e D_i o diâmetro interno do tubo.

O momento equivalente total foi calculado por meio da soma dos momentos equivalentes relativos à força axial, tensão axial devida à pressão e momento aplicado.

Para determinar o modo de falha de uma tubulação nas condições apresentadas na Tabela 4 e fabricada a partir do material apresentado na seção 4.1, foram utilizadas as metodologias descritas a seguir e exemplificada na Figura 17.

4.3.1 Trincas Circunferenciais

- 1) As trincas circunferenciais foram consideradas para cada uma das regiões ensaiadas: solda, zona termicamente afetada e metal base.
- 2) As orientações dos corpos de prova que representam trincas circunferenciais são as seguintes:
 - a. Para metal base e ZTA: Ensaio de Tração na orientação longitudinal e ensaio de tenacidade à fratura na orientação L-C.
 - b. Para a junta soldada: Ensaio de tração na orientação transversa, pois considera-se que as propriedades da solda são isotrópicas, e ensaio de tenacidade à fratura na orientação L-C.
- 3) Tendo em vista as propriedades mecânicas do tubo soldado, obtidas pelo ensaio de tração, foram calculados os tamanhos críticos de trinca pelo método de Carga Limite, conforme metodologia apresentada no subitem 3.5.4.1, utilizando cargas excessivas aplicadas à tubulação; e o tamanho de trinca que irá causar uma taxa de vazamento de 10 gpm (37 l/mim), levando em consideração as cargas normais aplicadas à tubulação. Os cálculos foram realizados com o auxílio do *software* PICEP, para cada um dos corpos de prova, sendo escolhidos os seguintes parâmetros:
 - a. Foi utilizado a opção de combinação das forças axiais e momentos;
 - b. Foi ativada a opção de correlação da zona plástica no cálculo da abertura da trinca, conforme recomendado para fratura de materiais dúcteis;
 - c. Foram considerados a dimensão da tubulação, força axial, momento e pressão interna aplicados, conforme Tabela 4;
 - d. O módulo de elasticidade (E) utilizado no PICEP baseou-se nos valores do código ASME à temperatura de operação;
 - e. O limite de escoamento, o limite de escoamento generalizado e os parâmetros de Ramberg-Osgood (α e n) considerados foram os obtidos pelos ensaios de tração realizados nos materiais;

- f. A trinca foi assumida com direção circunferencial e na forma elíptica, com a área de entrada igual à área de saída;
 - g. A rugosidade da trinca foi definida como 0.000197 polegadas, valor recomendado para o crescimento de trincas por fadiga. Não foram consideradas perdas de giro²;
 - h. O fator de perda de entrada do fluido “*sharp-edged entrance*” foi considerado como 0,61 (padrão PICEP)³; e
 - i. As equações de fator de atrito do PICEP foram utilizadas conforme padrão.
- 4) Dessa forma, foram determinados o tamanho crítico da trinca e o tamanho de trinca que irá causar um vazamento de 10 gpm.
- 5) Escolheu-se a região que apresentava a menor tenacidade, dentre as regiões consideradas (solda, ZTA e metal base), definida pela curva J-R do material e, para esta região, considerando o tamanho crítico da trinca encontrado no cálculo de carga limite, para cada corpo de prova, foi calculada a Integral J aplicada, conforme metodologia descrita no subitem 3.5.4.2. Para o cálculo foi considerado o Momento Equivalente Total na condição de cargas excessivas como carregamento aplicado, conforme Tabela 4. O limite de escoamento e os parâmetros de Ramberg-Osgood (α e n) foram obtidos pelos ensaios de tração realizados nos materiais. Além disso, foi considerado que $\beta = 2$ pois, para o caso de tubulações (casca fina), considera-se a existência de estado plano de tensões.
- 6) Escolheu-se o maior J aplicado encontrado na análise anterior, sendo comparado ao menor J_{IC} encontrado para a região considerada; assim, duas alternativas são possíveis:
- a. Se $J_{aplicado} < J_{IC}$: Considera-se que, para o tamanho crítico da trinca determinado com a análise por carga limite, não ocorrerá o rasgamento dúctil, e assim o material irá romper por colapso plástico.

2 Parâmetro sem unidade que caracteriza a tortuosidade dos canais da trinca que produzem queda de pressão no interior da trinca. Para trincas por fadiga usualmente é zero.

3 Parâmetro sem unidade que está relacionado com a perda de pressão do fluido devido ao seu ingresso na trinca. Para trincas arredondadas (materiais dúcteis) o valor padrão é 0,61 ou maior.

- b. Se $J_{\text{aplicado}} \geq J_{\text{IC}}$: Deverá ser realizada uma análise de módulo de rasgamento, conforme subitem 3.5.4.2. Se, para um determinado valor de Integral J, o T aplicado for menor do que o T do material, a trinca irá crescer estavelmente até um ponto em que a resistência do material ao crescimento da trinca será maior do que a carga aplicada, cessando seu crescimento; neste caso, ainda poderá ocorrer a fratura do material por colapso plástico. Porém, se o T aplicado for maior do que o T do material, a falha do material ocorrerá por rasgamento dúctil, já que o tamanho de trinca crítica obtido pelo cálculo de carga limite é maior do que o tamanho de trinca crítica para a ocorrência de rasgamento dúctil.

4.3.2 Trincas Axiais

- 1) As trincas axiais foram consideradas apenas para o metal base, pois em uma tubulação sem costura, conforme a tubulação estudada no presente trabalho, apenas soldas circunferenciais estão presentes.
- 2) As orientações dos corpos de prova que representam trincas axiais são: para o ensaio de tração, orientação transversal e, para o ensaio de tenacidade a fratura, orientação C-L.
- 3) Considerando-se as propriedades mecânicas do metal de base, obtidas pelo ensaio de tração, foram calculados os tamanhos críticos de trinca pelo método de Carga Limite, conforme apresentado no subitem 3.5.4.1, utilizando cargas excessivas aplicadas à tubulação; assim como o tamanho de trinca que irá causar uma taxa de vazamento de 10 gpm (37 l/mim) levando em consideração cargas normais aplicadas à tubulação. O cálculo foi realizado com o auxílio do *software* PICEP, para cada um dos corpos de prova. Os parâmetros que diferem em relação a análise por trinca circunferencial são apresentados a seguir:
 - a. Foram consideradas a dimensão da tubulação e a pressão interna, conforme Tabela 4.
 - b. A trinca foi assumida com orientação axial e na forma elíptica, com a área de entrada igual à área de saída.
- 4) Como o metal base apresentou nos testes comportamento extremamente tenaz, considera-se a presença do estado plano de tensões e o tamanho crítico da trinca para esse material foi determinado como sendo o calculado por carga limite. Dessa forma, nenhuma análise prevendo falha por rasgamento dúctil foi realizada.

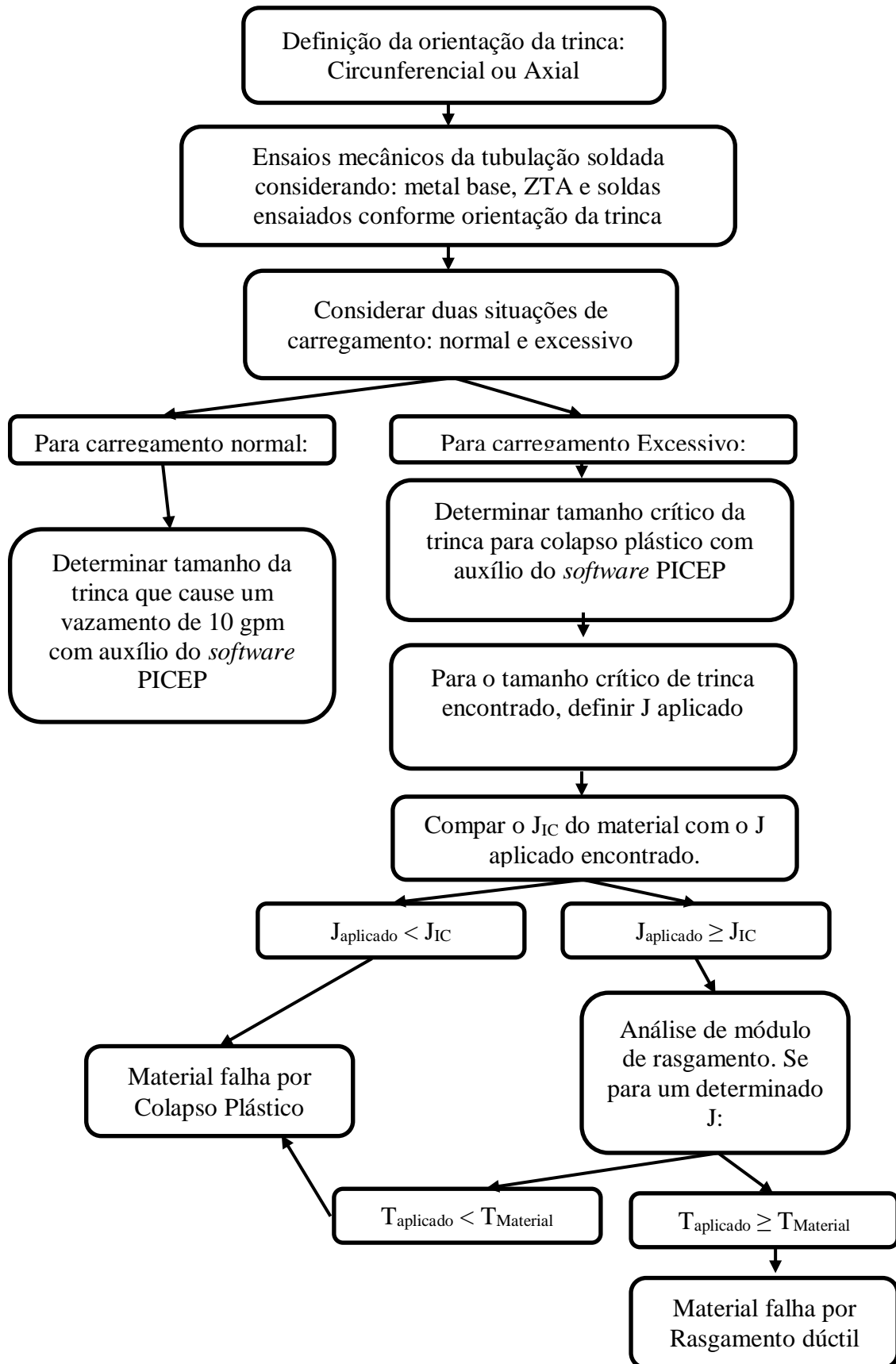


FIGURA 17 – Roteiro para definição do modo de falha de uma tubulação trincada.

5 DISCUSSÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

5.1 Caracterização dos Materiais

A Tabela 5 reúne os resultados de composição química e a Tabela 6 apresenta os resultados de caracterização mecânica obtidos nos testes realizados para a matéria prima utilizada; ou seja, para os três lotes dos tubos e para cada um dos tipos de consumíveis de soldagem individualmente. Estes testes visam à caracterização dos materiais a serem utilizados na soldagem da tubulação.

TABELA 5 - Composição Química dos materiais estudados.

Material	Elemento químico (% em massa)								
	C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	Mo	N
Lote 1 - Metal Base	0,027	1,78	0,013	0,001	0,37	16,68	12,78	2,20	0,10
Lote 2 - Metal Base	0,024	1,68	0,016	0,001	0,36	16,90	12,30	2,20	0,10
Lote 3 - Metal Base	0,015	1,31	0,022	0,002	0,49	17,03	11,69	2,38	0,11
Vareta TIG	0,012	1,56	0,022	0,009	0,39	18,22	12,29	2,52	0,04
Eletrodo Revestido	0,028	1,25	0,017	0,007	0,44	18,33	12,23	2,64	0,06
Nominal 316LN ^{a)}	0,035	2,00	0,045	0,030	1,00	16,0 18,0	11,0 14,0	2,00 3,00	0,10 0,16

Nota: a) valores máximos conforme norma ASME SA-312 TP316LN

A composição química dos materiais estudados se mostrou dentro do esperado. Todos os materiais apresentaram teores de carbono abaixo dos 0,03% em massa, para evitar a sensitização. Os metais base na forma de tubos apresentaram teores de nitrogênio entre 0,10 e 0,11% em massa; já os consumíveis de soldagem, teores entre 0,04 e 0,06% em massa.

TABELA 6 – Resultados dos ensaios de caracterização dos materiais estudados.

		Tipo de Ensaio					
		Tração			Charpy	Metalografia	
		Limite de Resistência (MPa)	Tensão de Escoamento (MPa)	Alon (%)	Energia (J)	Tamanho de Grão ASTM	Ferrita Delta (%)
Material	Temper. do Ensaio						
Lote 1 - Metal Base	Ambiente	566	255	53	418	4	0
	350 °C	478	174	48			
Lote 2 - Metal Base	Ambiente	568	254	54	325	4	0
	350 °C	461	162	48			
Lote 3 - Metal Base	Ambiente	621	303	56	364	4,5	0
	350 °C	485	167	45			
Vareta TIG	Ambiente	554	439	37	131		7,5
	350 °C	399	333	29			
Eletrodo Revestido	Ambiente	586	438	41	114		7,1
	350 °C	456	341	29			

Os resultados dos ensaios de tração apresentados na Tabela 6, mostraram que todos os três lotes de metal base e os consumíveis de soldagem apresentam um limite de resistência semelhante, tanto à temperatura ambiente, quanto à quente. Já a tensão de escoamento dos três lotes do metal base exibiu valores bem inferiores aos dos consumíveis de soldagem. Essa diferença fica mais evidente nos testes realizados a 350°C, em que os dois consumíveis de soldagem apresentam, em média, o dobro dos valores da tensão de escoamento dos metais base. O alongamento apresentou comportamento inverso à tensão de escoamento, resultando em valores maiores para o metal base e menores para os consumíveis de soldagem, sendo que as maiores diferenças ocorreram nos resultados dos ensaios a quente. Isso demonstra que os consumíveis possuem menor tenacidade do que o metal base, hipótese comprovada pela menor energia absorvida nos ensaios de Impacto Charpy realizados na solda, em relação aos realizados no metal base.

A diferença na tensão de escoamento e no alongamento entre o metal base e a solda, ocorre provavelmente devido à diferença na microestrutura de ambos os materiais. Conforme pode ser observado na Figura 18, que apresenta uma micrografia do aço inoxidável 316LN soldado com eletrodo revestido 316L, a microestrutura do metal base, que apresenta tamanho de grão maior do que a solda, favorece a movimentação das discordâncias, fazendo com que o metal base tende a ter maior capacidade de encruamento em relação à solda.

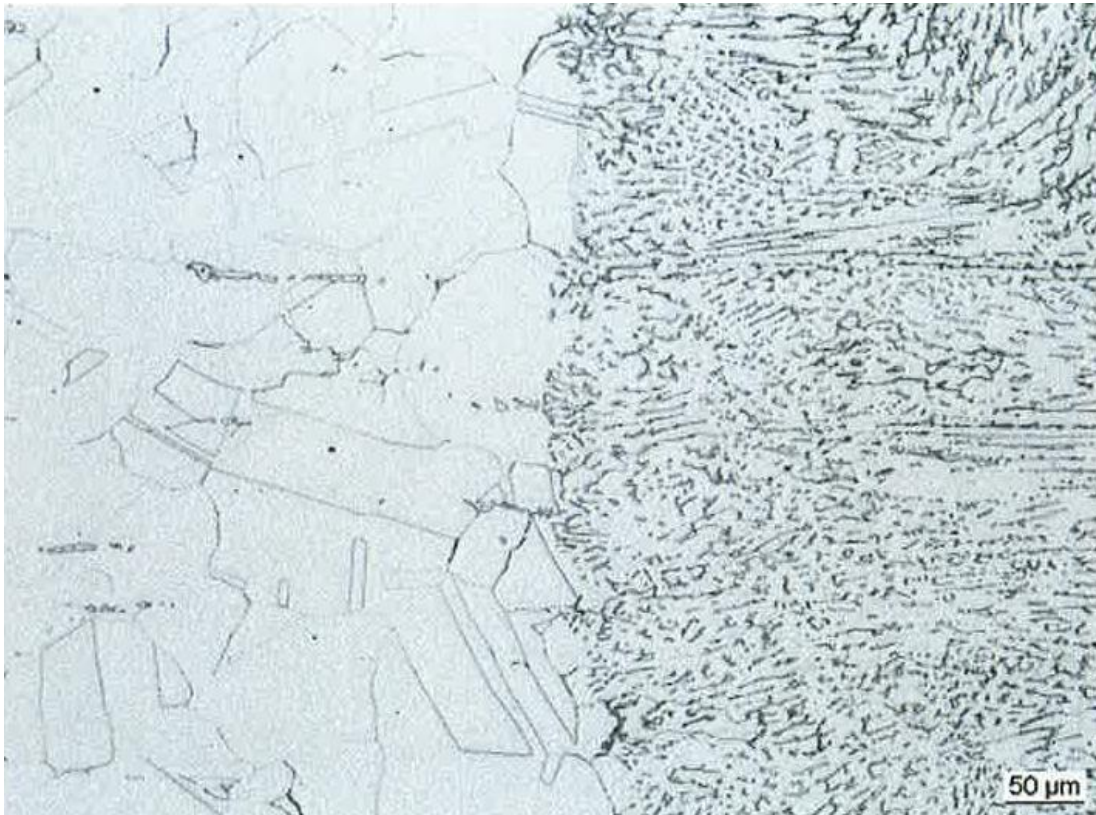


FIGURA 18 – Micrografia do aço inoxidável 316LN (esquerda) soldado com eletrodo revestido 316L (direita)

Como é possível inferir pela Figura 11 (b), o volume de solda TIG na junta soldada a ser estudada é desprezível; assim, a análise mecânica do sistema deverá ser feita considerando apenas a solda SMAW, pois é a que efetivamente será testada nos testes mecânicos. A caracterização da Vareta TIG só foi realizada e descrita nas Tabelas 5 e 6 para demonstrar que seus parâmetros não diferem muito do eletrodo revestido e, assim, não irá causar grandes alterações nas propriedades da junta soldada.

5.2 Ensaio Mecânicos

A seguir, são apresentados os resultados obtidos a partir dos testes de tração e de tenacidade à fratura, realizados conforme escopo definido no item 4.2.

5.2.1 Ensaio de Tração

A Figura 19 apresenta as curvas de tensão x deformação obtidas nos ensaios de tração para metal base, solda e ZTA nas temperaturas de 264 °C e 290 °C, considerando-se as orientações longitudinal e transversal, sendo possível observar um comportamento bem distinto entre as três regiões (metal base, ZTA e solda) estudadas.

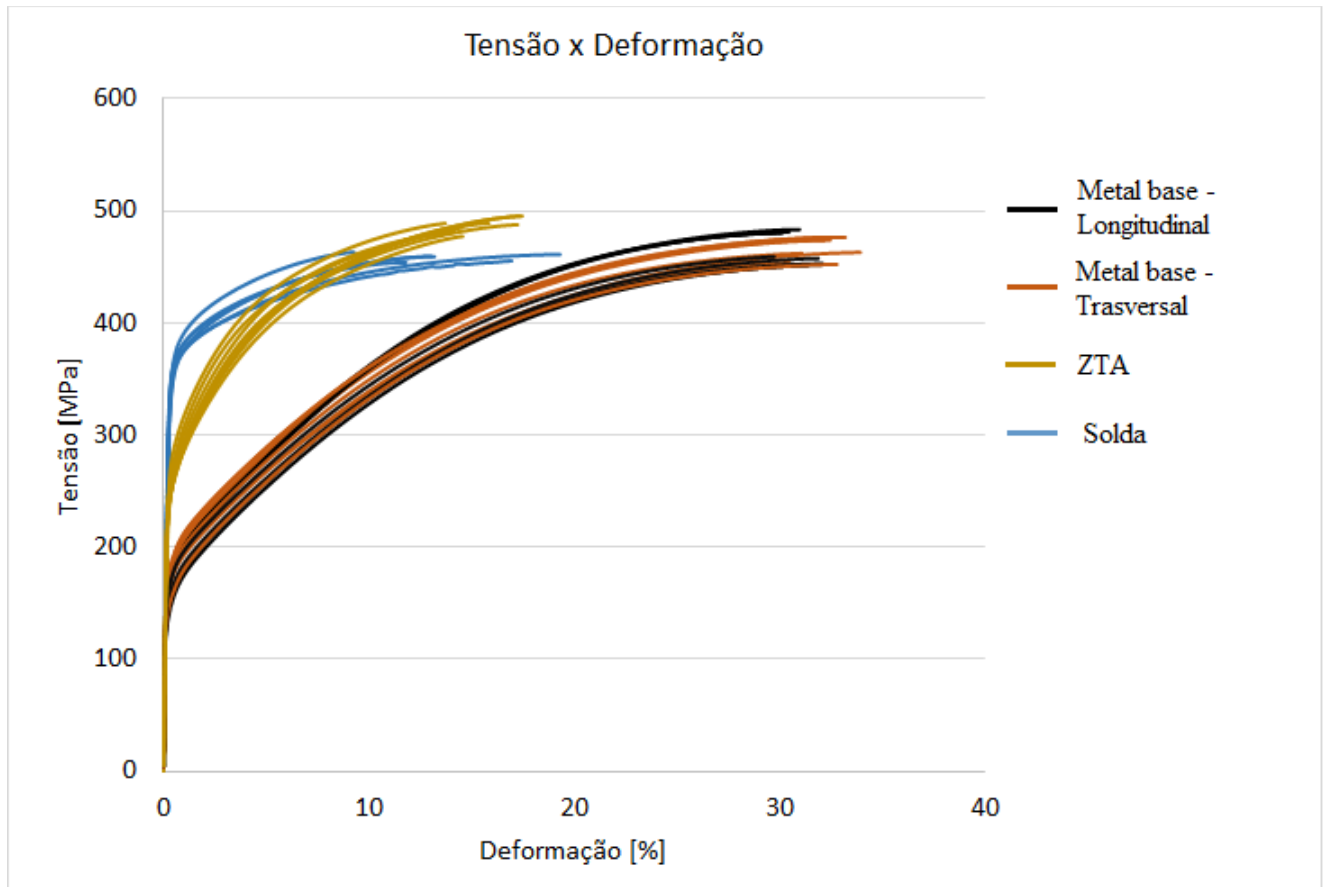


FIGURA 19 – Curva Tensão x Deformação real mostrando comportamento distinto entre o Metal Base, ZTA e a Solda.

As curvas foram analisadas conforme metodologia descrita no subitem 3.5.1.1, visando à obtenção dos parâmetros de Ramberg-Osgood.

Os valores de módulo de elasticidade (E), encontrados nos ensaios, apresentaram grande variação e ficaram abaixo dos valores esperados pelo Código ASME. Uma avaliação mais profunda demonstrou que o modo de fixação dos corpos de prova na máquina de ensaio não era adequado para se obter tal parâmetro, pois no início do teste de tração ocorre um ajuste entre a pinça de fixação da máquina e o corpo de prova, o que leva a um desvio significativo dos resultados encontrados no regime elástico. Assim, optou-se por considerar os valores de

módulo de elasticidade presentes no Código ASME conforme a seguir: para a temperatura de 264°C considerou-se $E = 179$ GPa; e para a temperatura de 290°C considerou-se $E = 176$ GPa.

Os resultados provenientes do ensaio de tração com a determinação dos parâmetros de Ramberg-Osgood são exibidos na Figura 20 e são apresentados considerando a média dos valores encontrados para cada região testada, para os diferentes lotes do metal base e para as duas temperaturas testadas (264°C e 290°C). Como o metal base apresentou características isotrópicas, não apresentando diferenças significativas nos resultados devido à orientação do corpo de prova, esta variável foi desconsiderada. No APÊNDICE A são apresentados os dados completos obtidos dos ensaios de tração.

A tensão de escoamento apresentou, nas duas temperaturas ensaiadas, valores maiores para a solda, com aproximadamente 350 MPa; valores menores para o metal base, de aproximadamente 150 MPa; e valores intermediários para a ZTA de aproximadamente 240 MPa.

Os valores de limite de resistência encontrados para todas as regiões ensaiadas e para todos os diferentes lotes de metal base podem ser considerados iguais, se levarmos em conta as variações normais que ocorrem nos ensaios de tração. Todos os valores encontrados para o limite de resistência ficaram entre 450 MPa e 490 MPa.

Como a tensão de escoamento generalizada é a média entre a tensão de escoamento e o limite de resistência, os valores encontrados variaram para cada região ensaiada proporcionalmente à tensão de escoamento, apresentando valores para a solda na faixa de 400 MPa, para a ZTA na faixa de 360 MPa e para o metal base na faixa de 310 MPa.

Os valores do expoente de Ramberg-Osgood (n), também conhecido como expoente de encruamento do material, exibiram valores na faixa de 3,50 para o metal de base, de 6,30 para a ZTA e de 11 para o metal de adição. O valor de n está relacionado à capacidade do material encruar, aumentando sua resistência a tração, durante a deformação plástica [45].

Não foram observadas influências significativas nos resultados devido à temperatura do ensaio, demonstrando que esse intervalo de temperatura não causa mudanças significativas no comportamento mecânico do material.

Os resultados apresentados demonstram um comportamento bem definido entre o metal base, a ZTA e a solda; o metal base demonstra um comportamento mais tenaz, com

valores de alongamento bem superiores à solda. A região da solda apresentou propriedades de tensão de escoamento e expoente de encruamento maiores, demonstrando sua menor tenacidade. E na ZTA, os valores de propriedades mecânicas são intermediários entre o metal base e solda.

A Figura 20 apresenta os valores médios das propriedades mecânicas de: tensão de escoamento (a), limite de resistência (b), tensão de escoamento generalizada (c), alongamento (d), expoente de encruamento (e) e parâmetro α (f), para cada um dos lotes do metal base, da solda e da ZTA, obtidas por meio do ensaio de tração em função da temperatura.

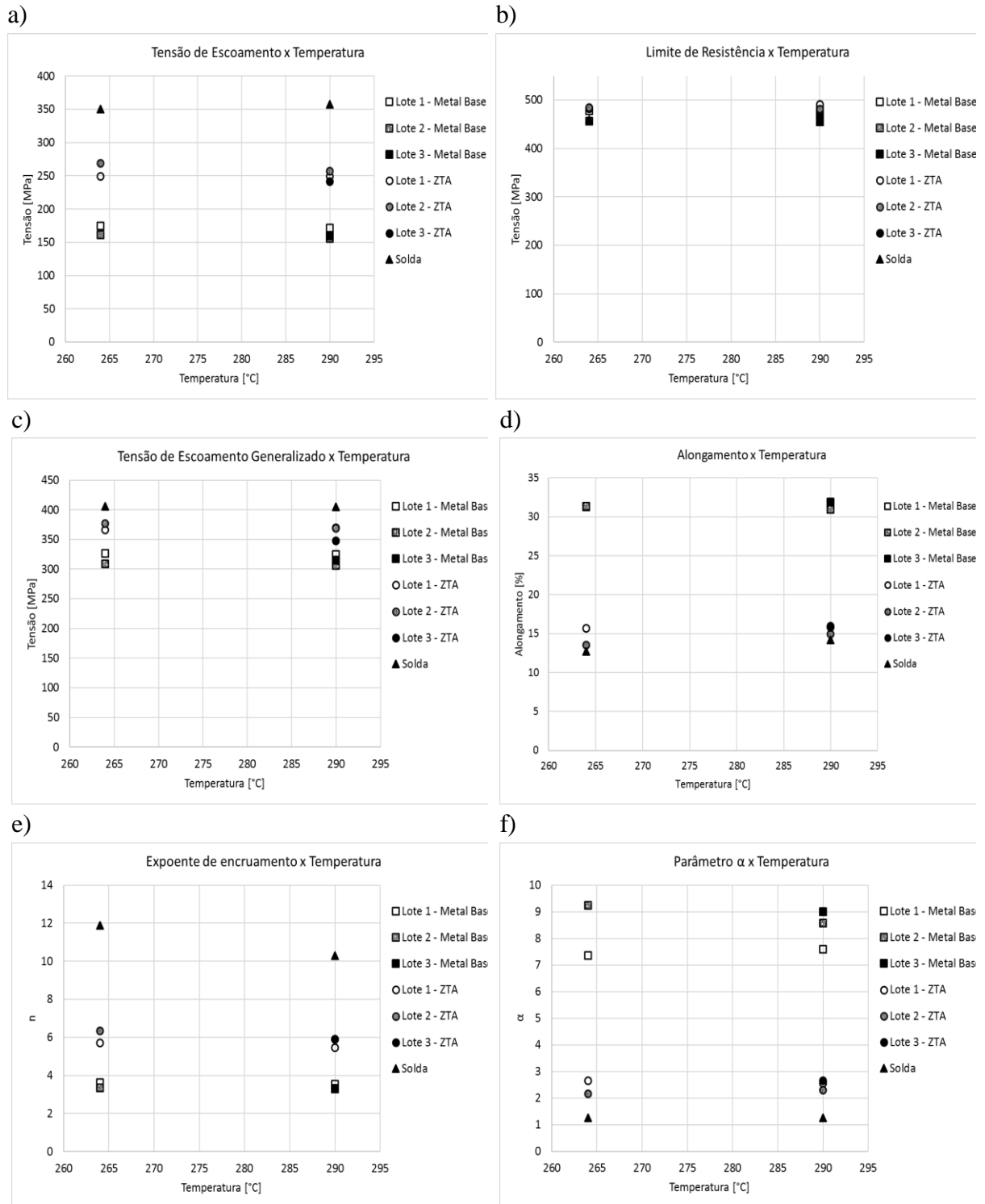


FIGURA 20 – Propriedades obtidas por meio do ensaio de tração em função da temperatura: a) Tensão de escoamento, b) Limite de resistência, c) Tensão de escoamento generalizada, d) Alongamento, e) Expoente de encruamento e f) Parâmetro α .

5.2.2 Ensaios de Tenacidade à Fratura

5.2.2.1 Determinação da posição dos corpos de prova da ZTA

A definição exata da posição dos corpos de prova tipo CT que caracterizam a ZTA da junta soldada foi realizada por meio de ensaios de microdureza HV5, onde a ZTA foi definida como o plano de maior dureza que se encontra paralelo à linha de fusão. Devido à baixa variação de dureza encontrada nos 10 pontos medidos, foram realizadas mais duas linhas de medição de microdureza, conforme Figura 21 (a). Os resultados encontrados para as medições de dureza são apresentados na Figura 21 (b).

O aço tipo 316LN soldado com o eletrodo revestido tipo 316L apresenta estrutura austenítica em todas as três regiões da junta soldada. Essa estrutura sofre pouco ou nenhum endurecimento devido a ciclos térmicos, conforme pode ser observado nos resultados obtidos de baixa variação de dureza entre o metal base, a ZTA e a solda.

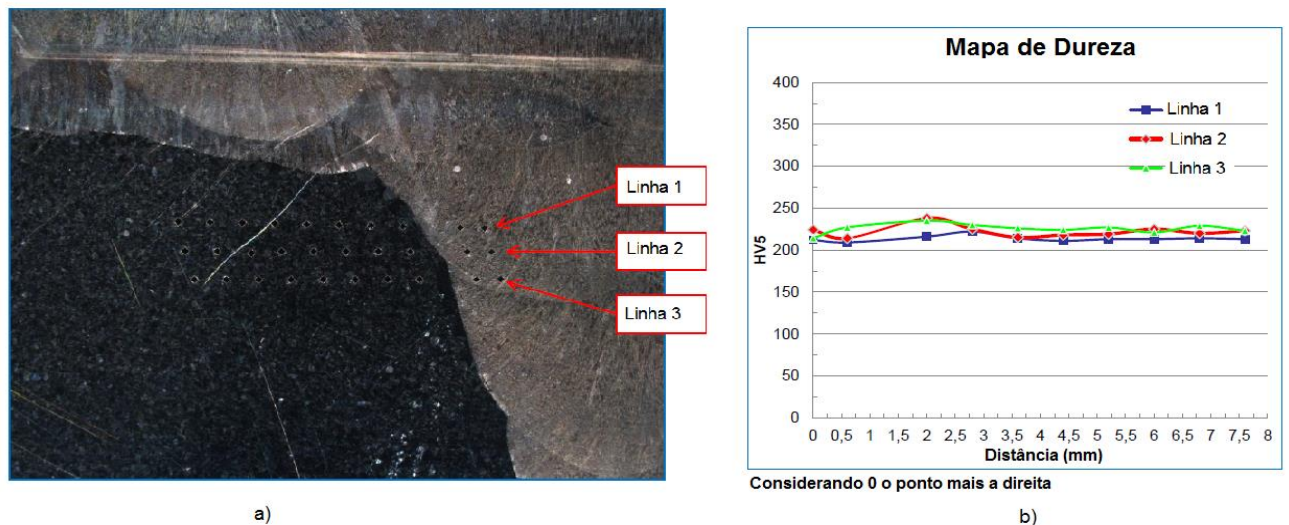


FIGURA 21 – (a) Três linhas de indentações de Microdureza HV5 realizadas entre o metal base (direita) e a solda (esquerda); (b) Mapa de dureza obtido.

Assim, foi definido que a ponta do entalhe para o crescimento da trinca seria posicionada paralelamente e com uma distância entre 1,5mm a 2 mm da linha de fusão, por apresentar uma dureza na ordem de 10% maior neste plano.

5.2.2.2 Testes preliminares para definição da curva J-R do material

Durante a realização dos primeiros testes, foi verificado que o metal base e a ZTA apresentavam uma deformação plástica na ponta da trinca excessivamente alta, considerando

as dimensões dos corpos de prova do presente trabalho. O valor de J_{limit} calculado conforme as Equações 05.1 a 05.3 e considerando-se os valores de tensão de escoamento generalizada dispostos no APÊNDICE A, forneceram um J_{limit} na ordem de 390 a 430 kJ.m^{-2} para o metal base e na ordem de 440 a 490 kJ.m^{-2} para a ZTA; já os valores de J_Q encontrados para o metal base ficaram na ordem de 2000 kJ.m^{-2} e para a ZTA de 1000 kJ.m^{-2} . Sendo assim, os valores encontrados não puderam ser considerados como independentes da geometria do corpo de prova, já que os valores medidos encontram-se acima do limite J_{limit} estipulado pelas Equações 05.1 a 05.3. Porém, os valores de tamanho de trinca ficaram dentro do limite de a_{limit} considerando a Equação 05.4.

Foi utilizada para a determinação do J_Q , a linha de construção recomendada pela ISO 12135 [35] considerando $J=3,5.\sigma_R$, onde σ_R é o limite de resistência do material. Os valores de J_Q foram definidos pelo do cruzamento da curva J-R do material com uma linha deslocada em 0,2 mm no eixo de a em relação à linha de construção (linha de deslocamento). Os valores de J_Q encontrados serão validados como J_{IC} apenas se eles estiverem dentro dos limites estabelecidos por J_{limit} e a_{limit} .

Essa plastificação excessiva gerou, também, a necessidade de se realizar uma calibração da queda de potencial pelo crescimento da trinca específica para este trabalho, já que as equações normalmente utilizadas não foram válidas para o metal base e ZTA. Assim, foram testados preliminarmente 4 corpos de prova para obter uma correlação entre a queda de potencial elétrico ΔU em mV e o tamanho de trinca a em mm, medido conforme exemplificado na Figura 22 para o lote 1 do metal base.

Os três lotes de metal base apresentaram a mesma correlação entre a queda de potencial e o tamanho de trinca. Para a ZTA, os valores encontrados diferiram um pouco em relação ao metal base; assim, escolheu-se por utilizar uma correlação para o metal base e outra para a ZTA. As correlações encontradas são apresentadas a seguir. Vale a ressalva de que estas correlações são válidas apenas para as dimensões e para os tipos de materiais em estudo no presente trabalho.

$$\text{- Lotes 1, 2 e 3 do metal base: } \Delta a_{\text{medido}} = 51,82 \Delta U^{1,68}$$

$$\text{- ZTA: } \Delta a_{\text{medido}} = 47,31 \Delta U^{1,53}$$

Para a área da solda, a utilização da correlação entre a queda de potencial e o tamanho de trinca conforme método 2 da norma ISO 12135:2002 [35] se mostrou válida, portanto foi utilizada.

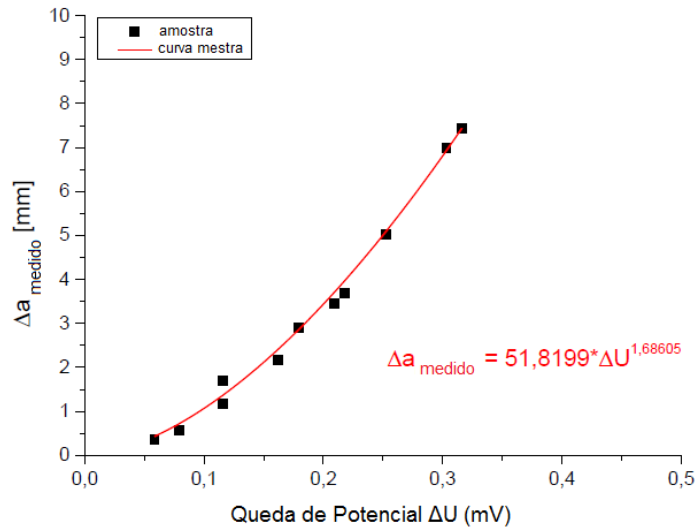


FIGURA 22 – Correlação entre o tamanho da trinca e a queda do potencial elétrico para o lote 1 do metal base.

5.2.2.3 Característica visual dos corpos de prova ensaiados

Seguindo a metodologia de ensaio descrita no subitem 3.5.1.2 e o escopo de testes definido no item 4.2, foram realizados os ensaios de tenacidade à fratura nos corpos de prova do tipo CT, visando a obtenção das curvas J-R do material em cada uma das três regiões consideradas.

A Figura 23 apresenta um exemplo de um corpo de prova característico para cada uma das regiões ensaiadas. Pode-se observar que o metal base apresentou maiores deformações plásticas, caracterizadas pela maior abertura da trinca e pela zona de deformação generalizada que ocorreu durante a abertura da trinca. A solda, por sua vez, não sofreu grandes deformações plásticas e a abertura da trinca ocorreu sem ocasionar uma grande plastificação no entorno da trinca. Já a ZTA apresentou uma deformação plástica intermediária entre o metal base e a solda.

É interessante observar que, quanto maior a plastificação no entorno da trinca, maior será a energia necessária para causar o crescimento da trinca e, assim, maior será a tenacidade do material. Isso ocorre por que parte da energia aplicada ao material, para causar o crescimento da trinca, é dissipada na deformação plástica do material.

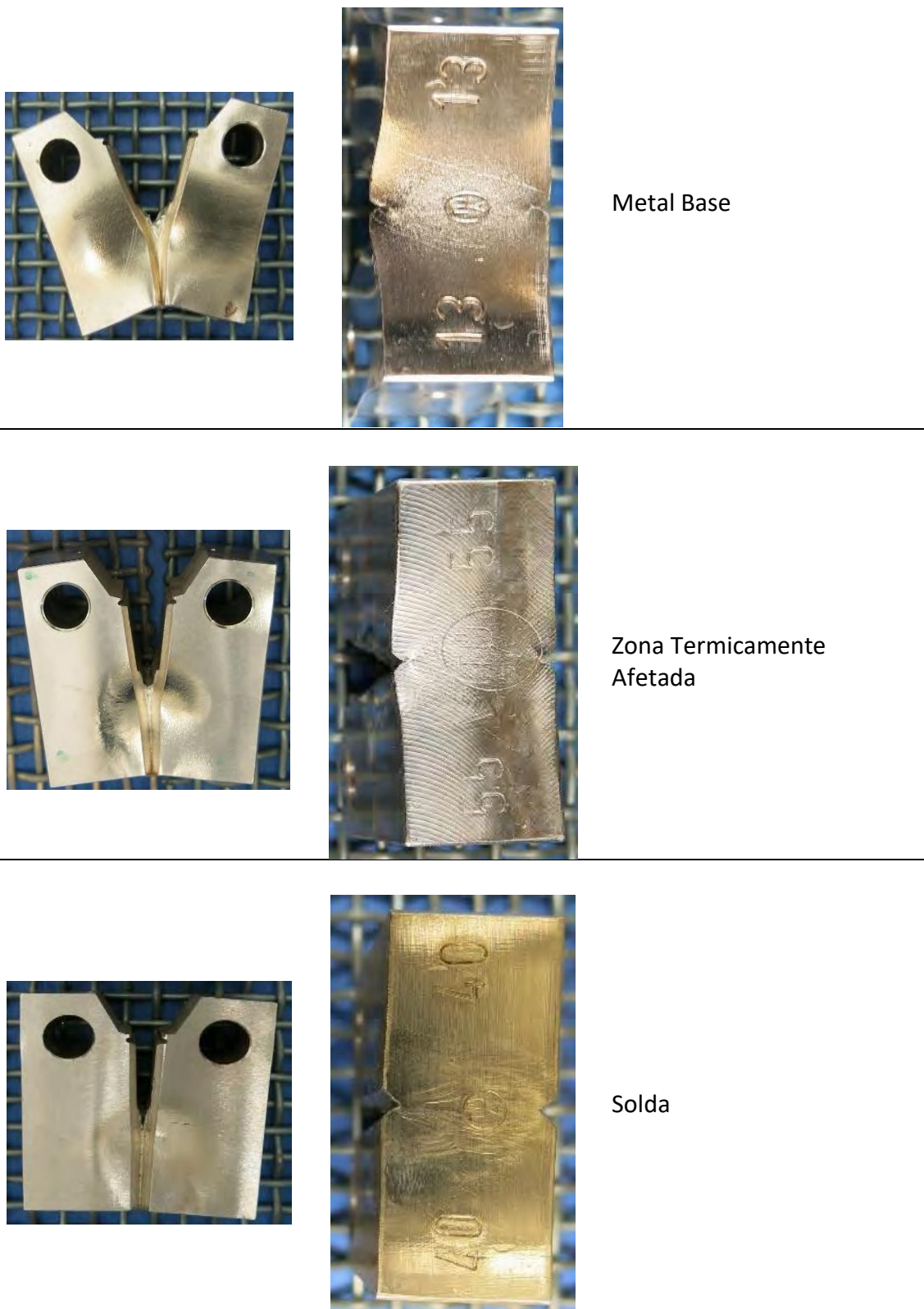


FIGURA 23 – Exemplos de amostras ensaiadas para cada uma das três regiões consideradas.

5.2.2.4 Tamanho final da trinca

Após o ensaio com a definição da curva J-R do material, os corpos de prova foram tratados termicamente a 600 °C e então rompidos por fadiga à temperatura ambiente, para que fosse possível a visualização do tamanho real da trinca. Após isso, foi realizada uma macrografia da trinca, e seu comprimento foi medido em 9 pontos, conforme exemplificado na Figura 24.

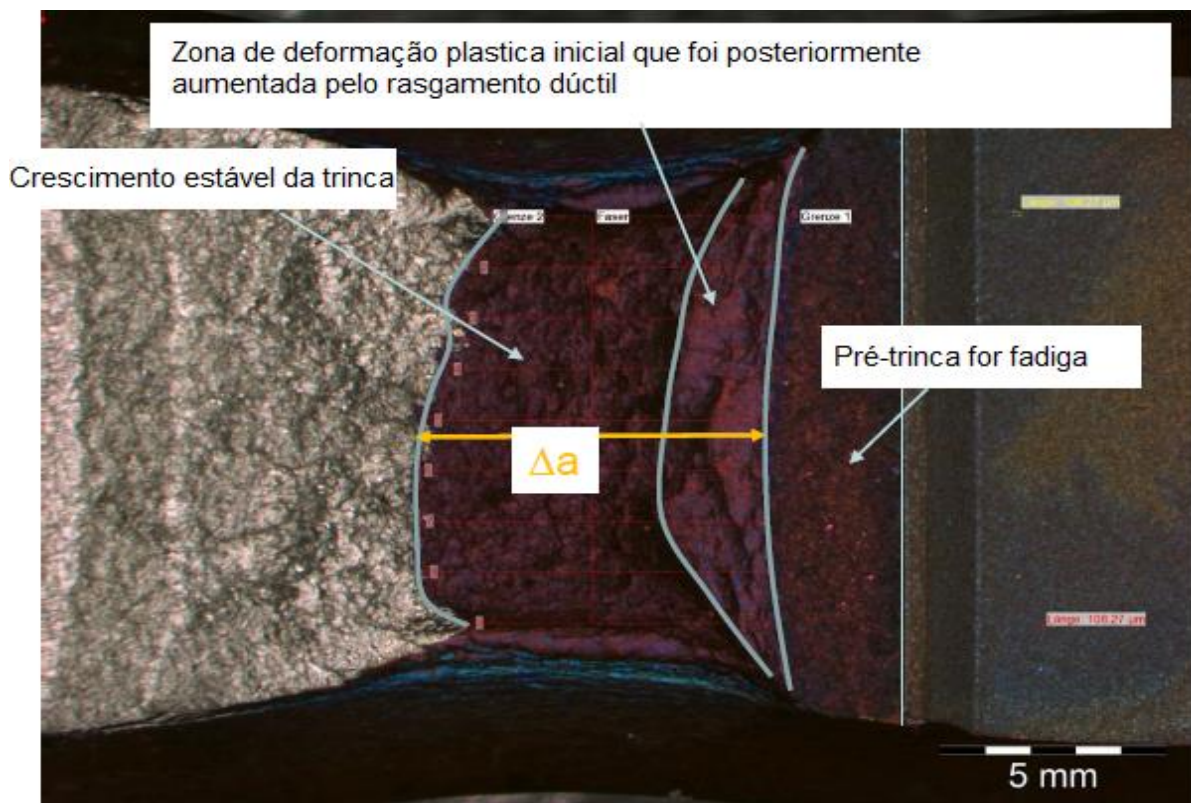


FIGURA 24 – Tamanho final da trinca Δa medido a partir da macrografia da trinca pós fratura em um corpo de prova tipo CT.

Os valores do tamanho inicial da trinca a_0 e extensão total da trinca Δa , calculados a partir da média dos nove pontos medidos, são apresentados no APÊNDICE B.

5.2.2.5 Curvas J-R

A Figura 25 apresenta as curvas J-R obtidas nos ensaios de tenacidade à fratura para o metal base, solda e ZTA nas temperaturas de 264 e 290 °C, considerando as orientações C-L e L-C, sendo possível observar um comportamento bem distinto entre as três regiões estudadas. Nos testes, não foram observadas influências significativas nos resultados devido à orientação do corpo de prova, demonstrando a isotropia dos materiais estudados. Já a temperatura causa

uma influência significativa, principalmente na solda, com os valores de J_{IC} maiores para os testes realizados na maior temperatura.

As curvas foram analisadas conforme metodologia descrita no subitem 3.5.1.2, visando principalmente a validação do J_Q como J_{IC} .

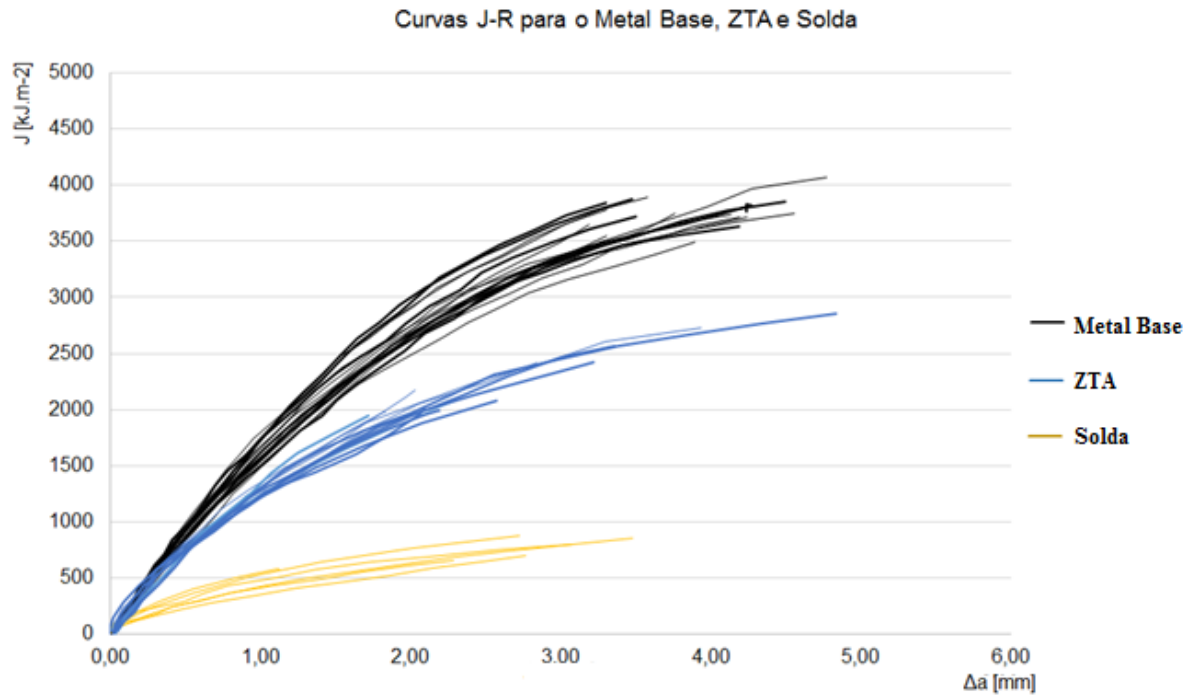


FIGURA 25 – Curvas de resistência J-R obtidas para o Metal Base, ZTA e Solda.

Na Figura 26 são mostradas as curvas J-R para o metal base, a ZTA e a solda. Os resultados de mecânica da fratura, com a definição de J_Q proveniente da curva J-R do material, mostraram uma variação significativa dos valores de J_Q , que representa a estimativa do J_{IC} (o início do rasgamento dúctil), para as três regiões estudadas. Os resultados encontrados de J_Q no metal base e na ZTA não foram válidos como J_{IC} , uma vez que os J_Q encontrados se apresentavam muito acima do J_{Limit} , conforme demonstrado na Figura 26 (b), (c) e (d). Apenas os resultados para a região da solda atenderam aos critérios de validade da norma e, portanto, podem ser considerados como valores válidos de J_{IC} (Figura 26 (a)).

Os valores de J_Q encontrados para o metal base ficaram entre 1.584 e 2.936 kJ.m⁻² e os valores encontrados para J_{Limit} ficaram entre 386 e 429 kJ.m⁻². Na ZTA foram obtidos valores de J_Q entre 1.007 e 1.229 kJ.m⁻² e os valores encontrados para J_{Limit} ficaram entre 448 e 487 kJ.m⁻²; e na solda foram obtidos valores de J_Q entre 168 e 329 kJ.m⁻² e os valores encontrados para J_{Limit} ficaram entre 530 e 552 kJ.m⁻². A discrepância entre estes valores de J_Q

no metal base, na ZTA e na solda, corrobora com o fato de que o metal base tem elevada tenacidade quando comparado à solda.

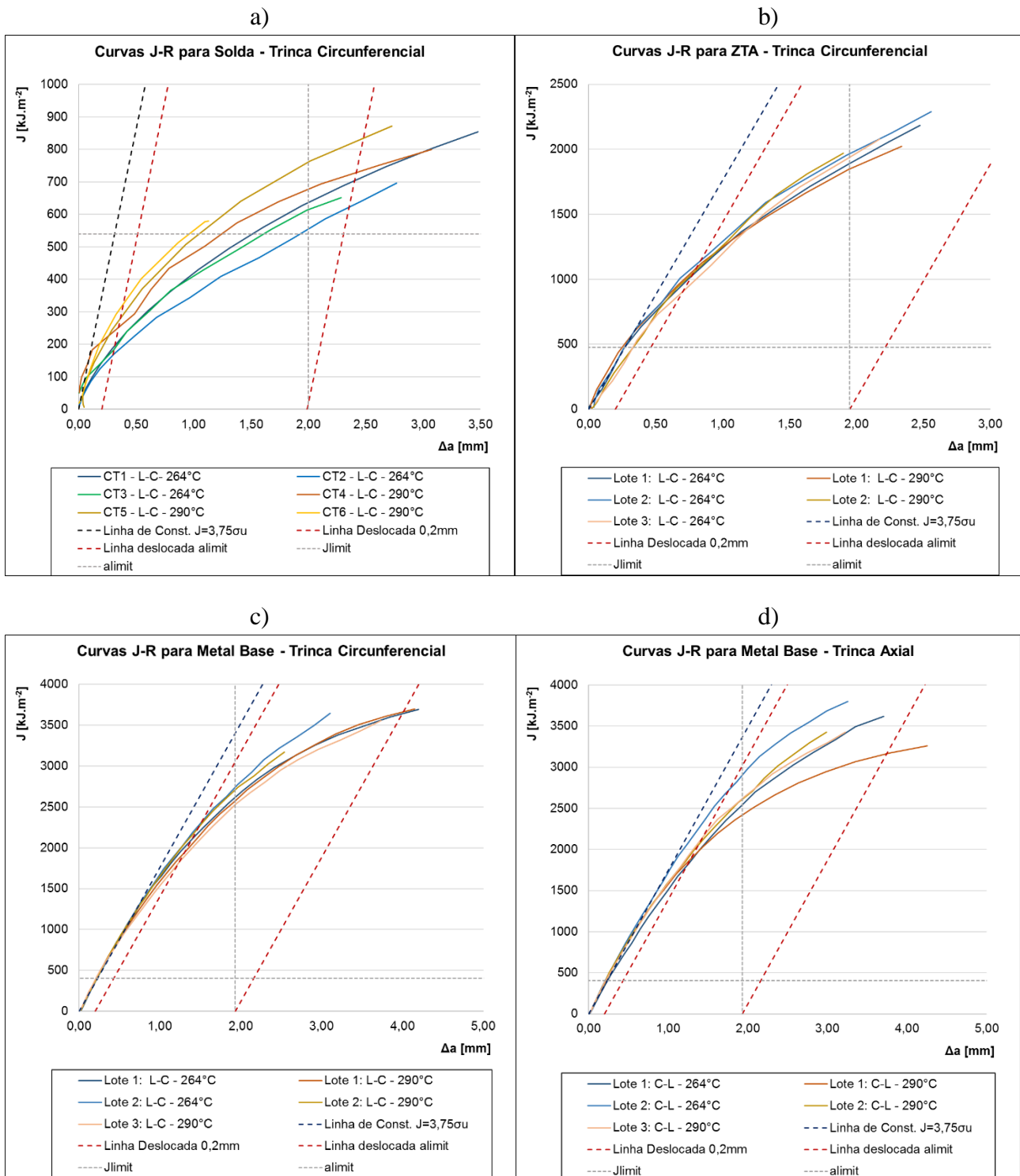


FIGURA 26 – Curvas J-R para o metal base, ZTA e solda ensaiados na orientação L-C e para o metal base ensaiado na orientação C-L.

Mesmo que os resultados para o metal base e ZTA não apresentassem valores válidos de J_{IC} , os ensaios demonstraram a alta tenacidade destas regiões da tubulação. Desta

forma, para a análise de mecânica da fratura considerando o rasgamento dúctil, apenas a solda será considerada, pois parte-se do critério de que a análise da solda trará os resultados mais conservadores, e a verificação de que o rasgamento dúctil não ocorre na solda, que é o componente menos tenaz da estrutura soldada, garantirá que este tipo de falha não ocorra no metal base e na ZTA, que possuem maior resistência ao crescimento da trinca.

Assim, para a solda, foi realizada uma análise mais aprofundada da Curva J-R, com a verificação de todos os critérios para validação de J_Q como J_{IC} , e verificação da validade da lei de potência para cada uma das curvas para esta região.

A Tabela 7 abaixo apresenta os valores obtidos a partir das curvas J-R da solda, do tamanho inicial da trinca a_{0q} e extensão total da trinca Δa_q calculados a partir da queda de potencial, do máximo valor de J alcançado (J_{max}), do valor de J_{limite} e Δa_{limit} calculado a partir das Equações 05.1 a 05.4 e do valor J_Q medido a partir do cruzamento da curva J-R com a linha de deslocamento de 0,2 mm. Ademais, a Tabela 7 mostra ainda os valores de espessura válida b_0 medidos nos corpos de prova, bem como as constantes C e m obtidos pela aplicação da lei de potência, conforme Equação 04.

É possível observar que a temperatura causa um efeito significativo no valor de J_{IC} da solda, pois na temperatura de 290 °C os valores encontrados ficaram na faixa de 300 kJ.m^{-2} , enquanto que para a temperatura de 264 °C os valores de J_{IC} encontrados ficaram abaixo de 200 kJ.m^{-2}

TABELA 7 – Resultados das análises das Curvas J-R para a solda.

Corpo de prova	Orient	Temp.	b_0	a_{0q}	Δa_q	a_f	a_{limit}	J_{limit}	J_{max}	J_{IC}	C	m
	C-L/ L-C	[°C]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[kJ.m^{-2}]	[kJ.m^{-2}]	[kJ.m^{-2}]		
CT1	L-C	264	16,0	20,1	3,5	23,6	1,99	537	857	199		
CT2	L-C	264	16,0	20,0	2,8	22,8	2,00	540	701	168	355	0,621
CT3	L-C	264	16,0	20,2	2,3	22,5	1,98	535	653	193		
CT4	L-C	290	16,0	20,2	3,6	23,8	1,95	530	818	291		
CT5	L-C	290	16,0	19,7	2,9	22,6	2,03	552	898	292		
CT6	L-C	290	16,0	20,1	1,1	21,3	1,99	541	580	332		

Para a solda, todos os valores de J_Q foram válidos como J_{IC} ; porém, apenas um corpo de prova, o CT2, cumpriu todas as exigências para validar a lei de potência. A Figura 27 apresenta a curva de potência aplicada ao CT2, para obtenção dos parâmetros m e C, conforme

Equação 04. Todavia, como esse corpo de prova é o que apresenta a curva J-R de menor tenacidade, com o menor valor de J_{IC} , seus valores serão utilizados para a análise de mecânica da fratura de forma conservadora, uma vez que esse corpo de prova representa a região de menor tenacidade da tubulação soldada.

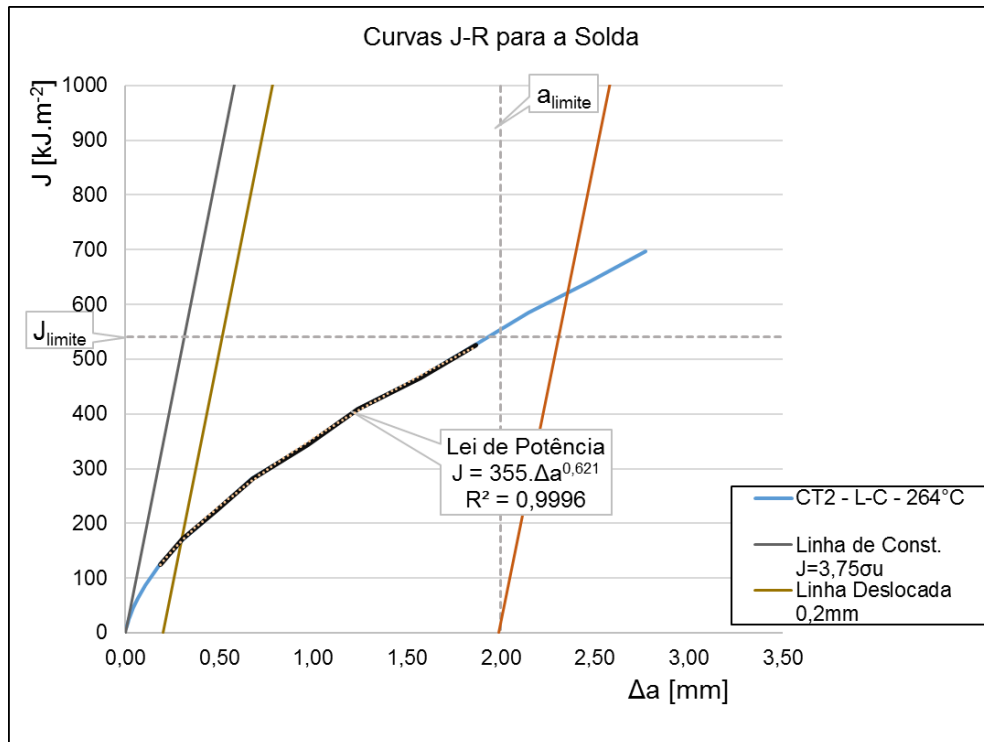


FIGURA 27 – Lei de Potência aplicada ao corpo de prova CT2 da solda.

5.3 Análises de Mecânica da Fratura

Utilizando-se as condições de carregamento e geometria, conforme Tabela 4, foi calculado primeiramente o tamanho de trinca que irá causar um vazamento de 10 gpm, considerando as condições normais de carregamento.

Após essa etapa, calculou-se os valores de tamanho crítico de trinca, considerando carregamento excessivo e fratura por colapso plástico.

Em seguida, utilizando-se o tamanho crítico de trinca encontrado e o Momento aplicado equivalente para carregamento excessivo, calculou-se o $J_{aplicado}$.

Essas análises serão discutidas a seguir. Os resultados completos das análises de mecânica da fratura encontram-se no APÊNDICE C.

5.3.1 Avaliação do Tamanho da Trinca para um Vazamento Detectável

Com o auxílio do Código PICEP, foram encontradas as curvas de tamanho da trinca em mm *versus* taxa de vazamento em gpm obtidas conforme metodologia descrita no item 3.5.3. Foram considerados a aplicação de carregamento normal e as propriedades da tubulação obtidas a partir dos ensaios de tração e da determinação dos parâmetros de Ramberg-Osgood. As curvas foram obtidas para trincas na direção circunferencial para o metal base, ZTA e solda e trincas na direção axial para o metal base, conforme mostrado na Figura 28.

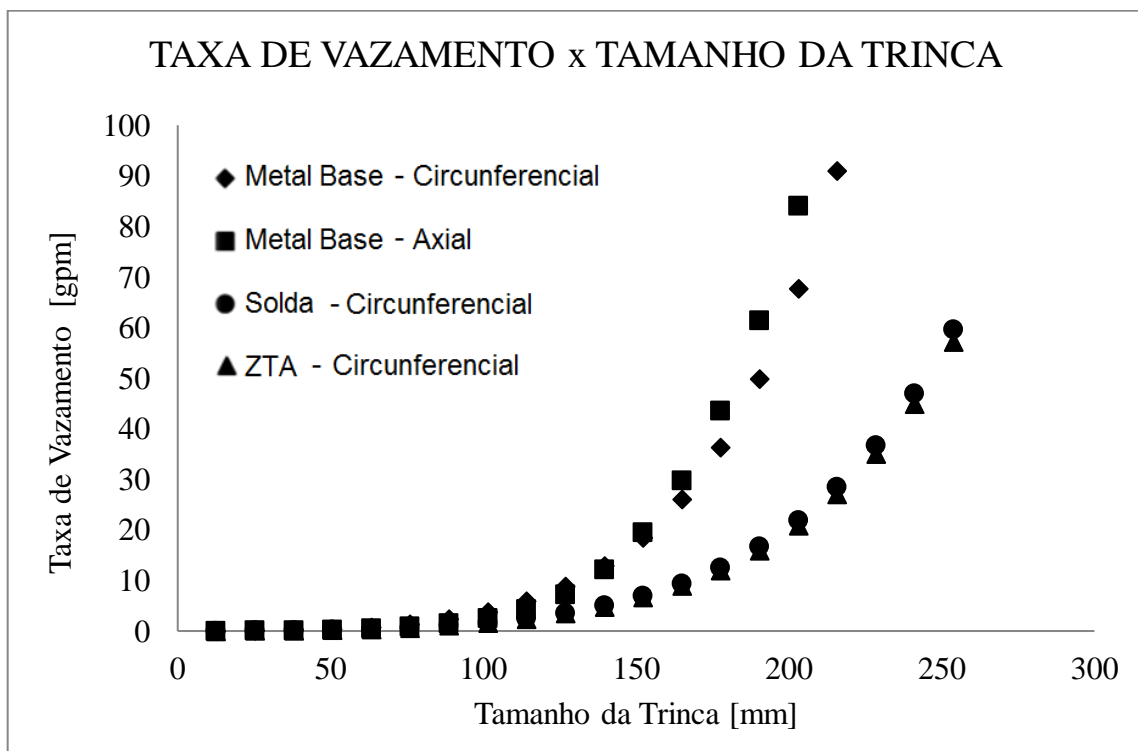


FIGURA 28 – Taxa de vazamento *versus* tamanho da trinca para o metal base, ZTA e solda

Assim, foi possível obter o tamanho de trinca para que ocorra uma taxa de vazamento de 10 gpm, conforme apresentado na Figura 29, em valores máximos do tamanho de trinca detectável para cada região e temperatura considerada. Os valores máximos do tamanho de trinca detectável encontrado para cada região deverão ser considerados para a verificação da viabilidade do LBB.

Conforme pode ser observado na Figura 29, a ZTA e a solda apresentaram um mesmo tamanho de trinca para que ocorra uma taxa de vazamento de 10 gpm, sendo este tamanho aproximadamente 30% maior do que o encontrado para o metal base. Na comparação entre trincas circunferencial e axial para o metal base, a trinca axial possui tamanho levemente

menor, demonstrando que é esperado que a trinca circunferencial cresça com uma menor abertura do que a trinca axial.

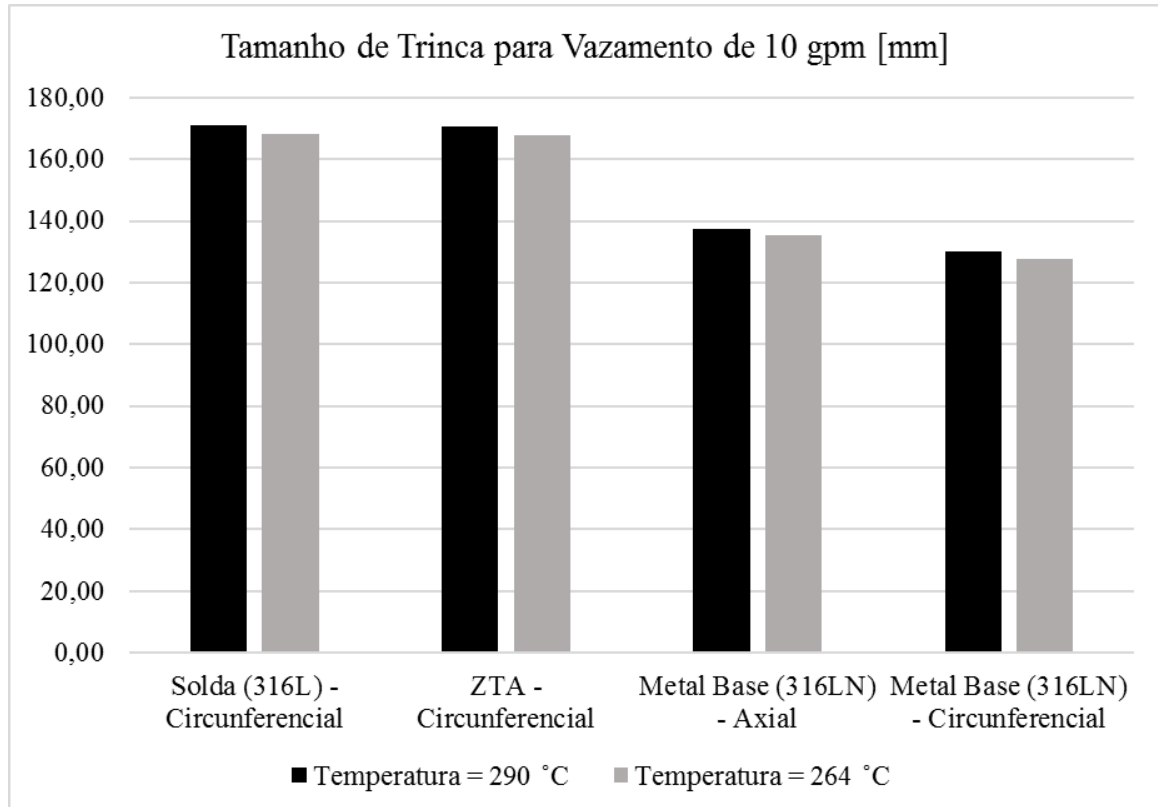


FIGURA 29 – Tamanho de trinca que irá causar um vazamento de 10 gpm considerando as regiões do metal base, ZTA e solda, nas temperaturas de 264 °C e 290 °C

É importante observar que, para as trincas circunferenciais em todas as três regiões consideradas, as condições de carregamento, do fluido refrigerante e do sistema foram as mesmas; assim, o que torna os valores de tamanho de trinca diferentes são as propriedades mecânicas do material considerado, principalmente o expoente de encruamento e a tensão de escoamento generalizada, que irão determinar a forma de abertura da trinca.

5.3.2 Avaliação do Tamanho Crítico de Trinca por Carga Limite

Com o auxílio do Código PICEP, foi calculado o tamanho crítico de trinca para cada corpo de prova ensaiado por tração, considerando falha por colapso plástico, conforme apresentado no APÊNDICE C. A Figura 30 mostra os valores mínimos dos tamanhos críticos de trinca encontrados para cada temperatura e para cada zona da tubulação soldada, considerando: fratura por colapso plástico, carregamento excessivo e os dados de propriedade dos materiais obtidos a partir dos ensaios de tração com a obtenção dos parâmetros de Ramberg-

Osgood. Os valores mínimos do tamanho crítico de trinca para cada região deverão ser considerados para a verificação da viabilidade do LBB.

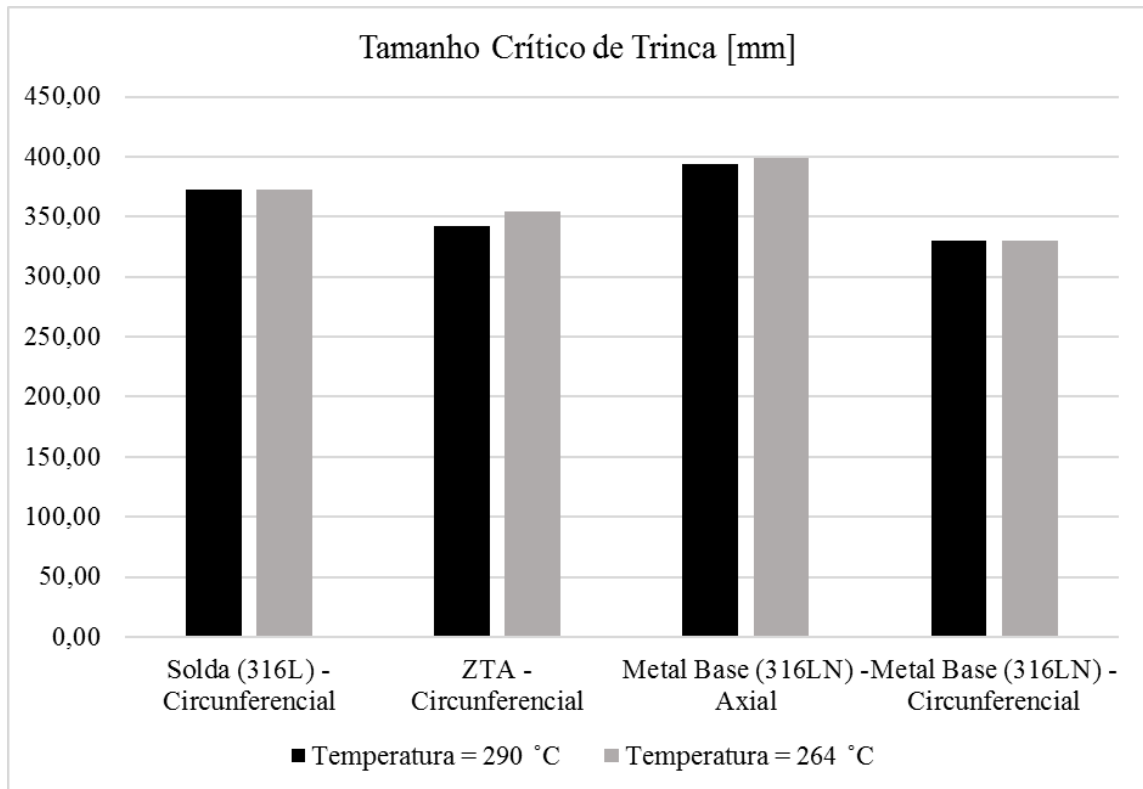


FIGURA 30 - Tamanho Crítico de trinca considerando fratura por colapso plástico nas regiões do metal base, ZTA e solda, nas temperaturas de 264 °C e 290 °C

Como esperado, o tamanho crítico de trinca foi menor para trincas circunferenciais, já que a área para crescimento da trinca nesta direção é limitada pela seção circunferencial do tubo. O tamanho crítico da trinca para fratura por colapso plástico é proporcional à tensão de escoamento generalizada. Assim, o menor tamanho crítico de trinca foi encontrado para o metal base na direção circunferencial, apresentando valores entre 330 a 342 mm. Para a ZTA os valores encontrados ficaram na faixa de 342 e 367 mm; e para a solda o valor de tamanho crítico de trinca encontrado foi de 372,8 mm. Já para a trinca axial no metal base, o tamanho crítico de trinca encontrado ficou entre 398 a 418 mm.

Como discutido anteriormente, a verificação da viabilidade de aplicação do LBB é realizada por meio da divisão do tamanho crítico de trinca na condição de carregamento excessivo pelo tamanho de trinca que causa um vazamento de 10 gpm na condição de carregamento normal. Se o valor da divisão for maior que 2, diz-se que o LBB é viável. Assim, os menores valores do tamanho crítico de trinca encontrados foram divididos pelos maiores

valores do tamanho de trinca para vazamento de 10 gpm, para cada uma das regiões estudadas. Os valores são apresentados na Figura 31 a seguir.

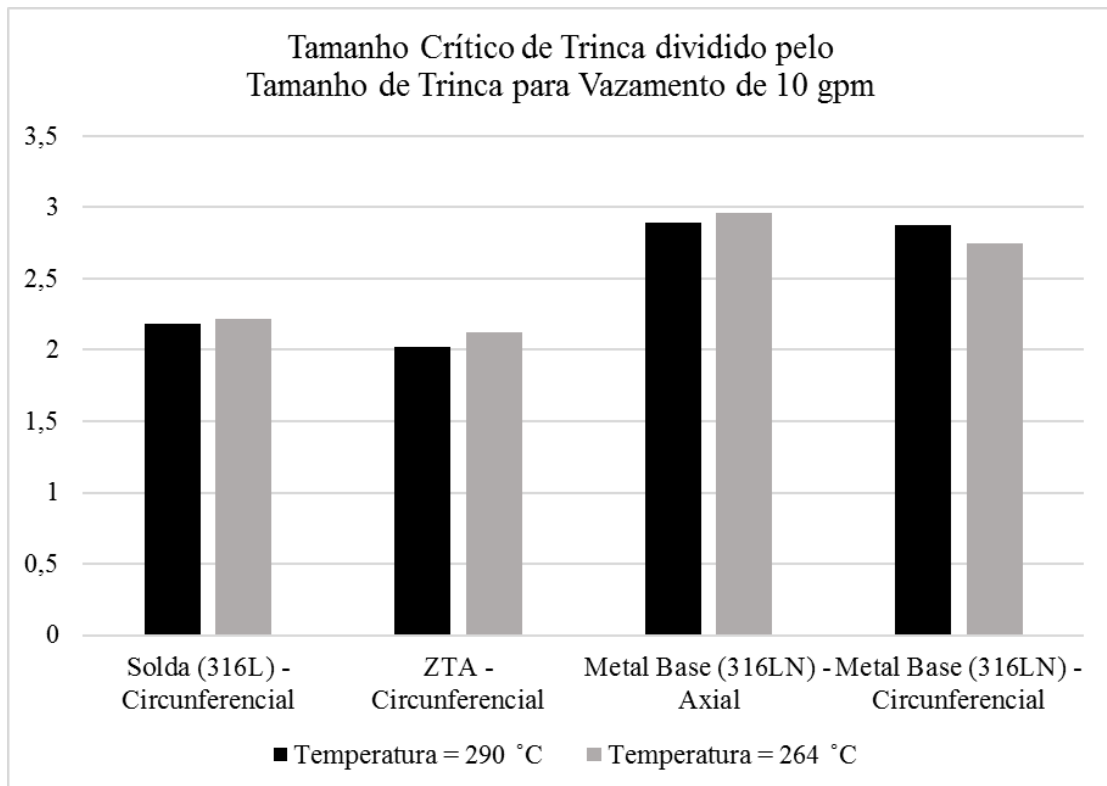


FIGURA 31 – Tamanho da trinca crítica sobre tamanho da trinca para vazamento de 10 gpm, nas temperaturas de 264 °C e 290 °C

Conforme pode ser observado, todos os materiais e orientações de trincas consideradas cumprem com os requisitos para aplicação do LBB, já que o tamanho crítico da trinca ficou acima de duas vezes o tamanho da trinca que causa vazamento de 10 gpm.

5.3.3 Avaliação do J Aplicado

Com a viabilidade de aplicação do LBB confirmada, conforme análise demonstrada no subitem 5.3.2, a última etapa para confirmar o LBB na tubulação estudada é a verificação da não ocorrência de rasgamento dúctil por uma análise de MFEP, conforme discutido a seguir.

O J aplicado foi calculado para a região com a menor tenacidade; ou seja, a solda, sendo considerada a orientação circunferencial da trinca, por ser a direção da solda e também a mais limitante para o crescimento da trinca. Nessas condições é esperada a menor trinca crítica do sistema, considerando a ocorrência de rasgamento dúctil, sendo essa condição limitante para que o sistema de detecção de vazamento detecte a trinca antes da ruptura da tubulação.

Assim, para o cálculo de J aplicado, foram considerados os valores de propriedades mecânicas para a solda, obtidos dos ensaios de tração a quente, conforme discutido anteriormente no item 5.2.1. O valor de J aplicado foi obtido por meio da solução para J proposta por Zahoor [42], para trincas passantes elípticas na direção circunferencial, conforme apresentado no item a) do ANEXO A.

Os cálculos foram realizados com ajuda do *Software* Excel, da Microsoft. A Tabela 8 traz como exemplo o cálculo realizado para o Corpo de Prova 1 da solda. Este mesmo cálculo realizado foi para cada uma das seis amostras da solda, ensaiadas conforme item 4.2.2.

TABELA 8 – Cálculo do J aplicado considerando as propriedades mecânicas obtidas para o corpo de prova 1 do ensaio de tração realizado na solda.

Propriedade	Valor	Descrição
α	1,3	Parâmetro α de Ramberg-Osgood do material obtido a partir dos ensaios de tração
n	10,600	Expoente de Encruamento do material obtido a partir dos ensaios de tração
σ_0	344 665 150	[Pa] Tensão de Escoamento do material obtido a partir dos ensaios de tração
E	179 000 000 000	[Pa] Módulo de elasticidade característico do material na temperatura de teste, definido pelo código ASME
$\theta(a)/\pi$	0,4854	Fração do tamanho da trinca em relação ao perímetro do tubo, calculado pelo método de Carga Limite conforme item 5.3.2
t	0,028575	[m] espessura da parede do tubo
D_{ext}	0,27305	[m] diâmetro externo do tubo
R_m	0,1222375	[m] Raio Médio do tubo
β	2	Admitido como 2 - para o caso de tubulações considera-se a existência de estado plano de tensões
M	116 748	[N.m]-Momento Equivalente Total na condição Excessiva (Conforme Tabela 04)
A	0,730474973	Calculado pela da fórmula adotada para definição deste parâmetro quando o valor de R/t está entre 5 e 10 (ver nota 1 e ANEXO A)
R/t	4,28	Calculado
ε_0	0,001925504	σ_0/E – Propriedade calculada do material.
$\theta(a)$	1,524997403	[Radianos] - MEIO ÂNGULO DE TRINCA - para trinca inicial de comprimento = a
σ_b	87 037 101	[Pa] – Calculado
$M_0(a)$	131 642	[N.m] – Calculado
$Fb(a)$	2,225711277	Calculado
$\theta(aef.)$	1,63658014	[Radianos] – Calculado
$f_b(a)$	2,960866811	Calculado
$HI(a)$	0,5861	Valor obtido a partir das Tabelas do manual do EPRI [42], fazendo interpolação linear dos dados (ver nota 1)
$J_{aplicado}$	163 945	[J/m ²] – Calculado para trinca inicial de comprimento = a $J_{aplic(a)}=J_{el}+J_{pl}$

Nota 1) Para a geometria da tubulação estudada, a relação R/t corresponde ao valor de 4,28 extrapolando, assim, a faixa recomendada para utilização das soluções propostas de J aplicado por Zahoor [42]. No entanto, as curvas parametrizadas para obtenção do parâmetro HI , relacionada às variáveis n e θ/π , no intervalo aplicável ao presente trabalho, exibem um comportamento regular, conforme pode ser visto no manual do EPRI [42]. Tal aspecto permite que a extrapolação possa ser feita com precisão adequada para a geometria considerada.

Assim, para cada um dos corpos de prova da solda testados por ensaio de tração, foi calculado o tamanho crítico de trinca pelo método de carga limite e, considerando este tamanho crítico e as propriedades mecânicas obtidas nos ensaios de tração, foi calculado o J aplicado para um momento equivalente total na condição de carregamento excessivo. Os resultados obtidos de J aplicado para todos os corpos de prova ensaiados para a solda estão dispostos na Tabela 9 a seguir.

TABELA 9 – J aplicado calculado para a solda.

Corpo de Prova	Temp (°C)	σ_0 [MPa]	σ_R [MPa]	σ_f [MPa]	E [GPa]	e0 [σ_0/E]	α	n	a crítico [mm]	J aplicado em a crítico [J/m^2]
1	264	345	461	403	179	0,00193	1,3	10,6	372,82	163 945
2	264	358	459	408	179	0,002	1,2	12,4	372,82	156 597
3	264	349	459	404	179	0,00195	1,3	11,4	372,82	161 280
4	290	360	463	412	176	0,00204	1,3	9,9	372,82	161 566
5	290	358	454	406	176	0,00203	1,2	9,2	372,82	162 991
6	290	354	455	405	176	0,00201	1,3	11,4	372,82	162 007

É possível observar, pela Tabela 9, que o corpo de prova 1 apresentou o maior J aplicado dentre todos os corpos de prova analisados para a região da solda (163,94 kJ.m⁻²), sendo este valor considerado de forma conservadora para se determinar o modo de falha do material.

5.3.4 Comparação entre J Aplicado e J_{IC} do Material

Conforme visto anteriormente, dois importantes aspectos devem ser considerados quando se analisa o crescimento estável de trincas: a iniciação ou primeiro crescimento de uma trinca existente e a estabilização de uma trinca em crescimento. Se o valor de J aplicado for menor do que J_{IC}, a iniciação ou o crescimento da trinca não irá ocorrer e, por consequência, a estabilização de uma trinca existente está assegurada.

Assim, comparou-se o menor J_{IC} do material, encontrado nos ensaios de tenacidade a fratura para a solda, obtido no corpo de prova CT2, com o maior J aplicado encontrado na Tabela 9.

Menor J_{IC} encontrado nos ensaios: 168 kJ.m⁻²

Maior J aplicado: 164 kJ.m⁻²

Desta forma, como J_{IC} do material $>$ J aplicado, pode-se afirmar que, para este material, nas condições de carregamento consideradas, não ocorrerá rasgamento dúctil, pois o tamanho crítico de trinca limitante será o encontrado para falha por colapso plástico.

Como essa análise foi realizada na solda, que é a área de menor tenacidade e de maior resistência à tração do sistema soldado, pode-se considerar que a afirmativa do parágrafo anterior é válida, não só para a solda, mas também para as três regiões (metal base, ZTA e solda) da tubulação soldada. Desta forma, tubulação estudada estaria apta a ser empregada em uma linha que utilizasse o critério de LBB, para as condições de carregamento e geometria apresentadas neste trabalho, já que todos os critérios para sua aplicação foram cumpridos.

5.3.5 Análise pelo Diagrama J/T

Embora a não ocorrência da fratura por rasgamento dúctil já esteja garantida pelo J_{IC} do material, será apresentada a seguir a determinação do diagrama J/T considerando as curvas J/T aplicado e J/T do material. Os valores utilizados para a construção do diagrama foram: o valor de J aplicado encontrado no item 5.3.4 e a curva J-R do material encontrado no subitem 5.2.2.5, considerando o maior J aplicado e o menor J_{IC} do material, visando realizar a análise pelo módulo de rasgamento. Essa análise será realizada apenas como exemplo, podendo servir como um guia para futuras análises, onde um material menos tenaz for aplicado.

A curva J/T aplicada foi obtida pela solução do módulo de rasgamento proposta por Zahoor [42], para trincas passantes elípticas na direção circunferencial, conforme apresentado no ANEXO A. Essa curva é obtida pela determinação de dois $J_{aplicado}$, um para o tamanho de trinca a ($J_{aplicado}(a)$), e outro para o tamanho $a+da$ ($J_{aplicado}(a+da)$), onde da é determinado como sendo $0,005a$. Dessa forma, é possível encontrar um módulo de rasgamento aplicado T, pela Equação 07, da seguinte forma:

$$T = \frac{E}{\sigma_f^2} \cdot \frac{dJ}{da} = \frac{E}{\sigma_f^2} \cdot \frac{J_{aplicado}(a+da) - J_{aplicado}(a)}{da} \quad (\text{Equação 16})$$

Os cálculos foram realizados com ajuda do *Software* Excel, da Microsoft. A Tabela 10 traz o cálculo realizado para o Corpo de Prova 1, considerando o Momento Equivalente Total na condição de Carregamento Excessivo.

Assim foi possível encontrar, para um determinado J aplicado, considerando uma trinca de tamanho ($a_{crit} + da$), um módulo de rasgamento aplicado ($T_{aplicado}$).

TABELA 10 - Cálculo do T_{aplicado} considerando as propriedades mecânicas obtidas para o Corpo de Prova 1 do ensaio de tração realizado na solda

Propriedade	Valor	Descrição
σ_R	461 005 882	[Pa] Limite de Resistência do material obtido a partir dos ensaios de tração
$a = R_m \times \theta(a)$	0,1864	m - meio comprimento de trinca inicial a
da	0,00093	= 0,005. a (valor recomendado pelo EPRI [42])
σ_f	402 835 516	[Pa] Tensão de escoamento generalizada do material obtido a partir dos ensaios de tração = $(\sigma_o + \sigma_R)/2$
$a_1 = a + da$	0,18733	m - meio comprimento da trinca a_1
$\theta(a_1)$	1,5	radianos - MEIO ÂNGULO DE TRINCA - para trinca inicial de comprimento = a_1
$\theta(a_1)/\pi$	0,49	Fração do tamanho da trinca (a_1) em relação ao perímetro do tubo, calculado pelo método de carga limite conforme item 5.3.2
$F_b(a_1)$	2,24	Calculado
$M_o(a_1)$	129994,88	[N.m] – Calculado
$\theta(a_1)$	1,64	Radianos
$f_b(a_1)$	3,00	Calculado
$J_{elast.}(a_1)$	153416,95	[J/m ²] – Calculado
$HI(a_1)$	0,618	Valor obtido a partir das tabelas/gráficos do manual do EPRI [42]
$J_{plast.}(a_1)$	15437,37	[J/m ²] – Calculado
$J_{aplic.}(a_1) = J_{el.} + J_{pl.}$	168854,32	[J/m ²] para trinca de comprimento = $a_1 = (a+da)$
$(J_{aplic.}(a_1) - J_{aplic.}(a))/da$	5266664,02	[J/m ³]
$T_{aplic.}(a_1)$	5,81	Módulo de Rasgamento aplicado calculado para trinca de comprimento = $a_1 = (a+da)$

A curva J/T do material foi obtida utilizando-se os dados apresentados no item 5.2.2.5 para o corpo de prova CT 2, pois foi o que apresentou a menor tenacidade dentro todos os corpos de prova ensaiados. A equação da curva J-R encontrada para o material foi derivada em função do comprimento da trinca “a”, para se obter a curva J/T do material. A Tabela 11 mostra sucintamente essa análise.

TABELA 11 – Cálculo da Curva J/T do material.

Equação	Equação aplicada ao material
$J_{mat} = C(\Delta a)^m$	$J_{mat} = 355(\Delta a)^{0,621}$
$T = \frac{E}{\sigma_f^2} \cdot (C \cdot m \cdot (\Delta a)^{(m-1)})$	$T = \frac{179 \cdot 10^9}{402\,835\,516^2} \cdot (355 \cdot 0,621 (\Delta a)^{(0,621-1)})$
	$T = 0,000239(\Delta a)^{(-0,379)}$

Com isso, foi possível encontrar a curva do tamanho de trinca a em função do módulo de rasgamento T e em função da Integral J e, desta forma, encontrar uma curva de J em função de T para o corpo de prova CT2.

A Figura 32 apresenta o Diagrama J/T contendo a curva J/T do material e a Reta J/T aplicado. Conforme pode ser observado, as curvas não se cruzam em nenhum momento, o que comprova a hipótese de que não irá ocorrer fratura por rasgamento dúctil para o material analisado nas condições de carregamento considerado. Pode-se observar ainda que, embora o J_{IC} do material esteja próximo do valor de J aplicado, o módulo de rasgamento aplicado é praticamente cinco vezes menor do que o módulo de rasgamento do material para o J aplicado, demonstrando o quão conservador uma análise considerando apenas a Integral J seria.

Uma vez que toda a análise de módulo de rasgamento foi realizada considerando o tamanho crítico da trinca para carga limite, pode-se corroborar a conclusão de que o colapso plástico será o modo de falha limitante da tubulação soldada.

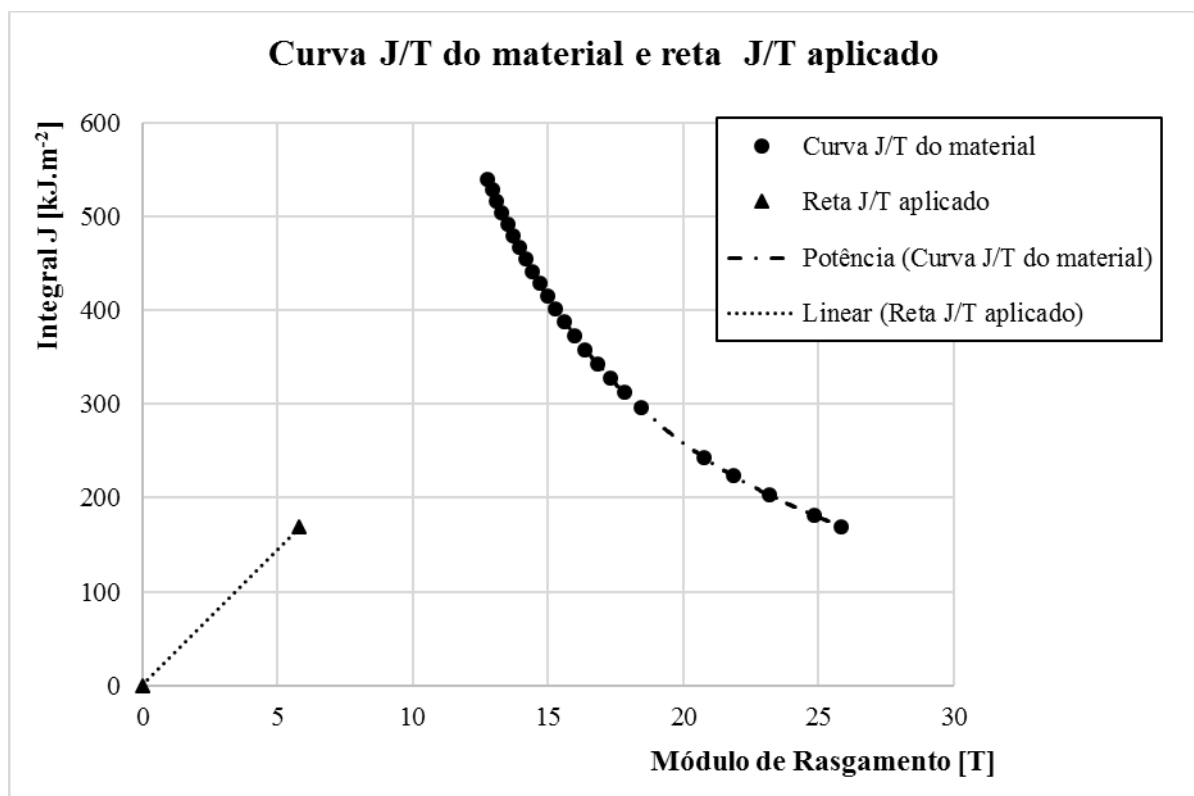


FIGURA 32 – Curva J/T do material, obtida a partir da Curva J/R , e Reta J/T aplicado, calculada a partir do valor de J aplicado.

6 CONCLUSÕES

As principais conclusões decorrentes deste estudo são:

6.1 Ensaios de Caracterização dos Materiais Utilizados

- Dos resultados de caracterização inicial dos materiais estudados conclui-se que a menor quantidade de nitrogênio presente na solda não traz influência significativa nas propriedades desse material, já que fenômenos como o *overmatch*, que causa uma maior resistência à tração da área soldada, além de porosidades e inclusões, adicionadas durante a soldagem, são fatores que causam alterações muito mais significativas às propriedades mecânicas da solda do que a baixa concentração de nitrogênio no metal de adição.

6.2 Ensaios Mecânicos

- Os resultados obtidos nos ensaios mecânicos demonstram um comportamento bem definido entre o metal base, a ZTA e a solda, onde o metal base apresenta um comportamento extremamente tenaz, com valores de alongamento e J_Q bem superiores aos da solda, que apresentou propriedades de tensão de escoamento e expoente de encruamento maiores, comprovando sua menor tenacidade. Já a ZTA apresentou propriedades mecânicas com valores intermediários entre o metal base e a solda. Todas as regiões da estrutura soldada apresentaram valores de limite de resistência próximos, demonstrando a compatibilidade mecânica entre o metal base 316LN e a solda 316L.
- Devido à alta tenacidade do metal base 316LN, não foi possível encontrar valores válidos de J_{IC} para o metal base e ZTA. Dessa forma, as curvas J-R para essas regiões são válidas apenas para as geometrias do corpo de prova estudado, não sendo possível a utilização dos valores encontrados para a análise da tubulação. Todavia, os valores encontrados demonstram a alta tenacidade dessas regiões, o que torna a ocorrência de falha por rasgamento dúctil improvável. Assim, a análise para obter o tamanho crítico da trinca nessas regiões foi realizada apenas por carga limite.
- A região da solda apresentou valores de J_{IC} válidos para todos os corpos de prova ensaiados. Porém, apenas um corpo de prova, o CT2, apresentou curva J-R onde a lei de potência era válida. Os resultados obtidos para esse corpo de prova foram utilizados para

as análises de MFEP, já que ele apresentou a menor tenacidade dentre todos os ensaios de tenacidade à fratura.

- Pelas macrografias realizadas da região da trinca pós-ensaio, foi possível constatar a boa adequação entre os tamanhos de trinca a_{0q} e Δa_q obtidos pela medição da queda de potência elétrica, com os valores a_0 e Δa medidos pelas macrografias apresentando, na sua maioria, os mesmos valores para ambas as medições. Isso demonstra o bom ajuste entre as equações determinadas e escolhidas para a correlação entre a queda de potencial e o crescimento físico da trinca.

6.3 Análises de Mecânica da Fratura

- Utilizando o *software* PICEP, foi possível determinar as curvas de taxa de vazamento *versus* tamanho de trinca para o metal base, ZTA e solda para um sistema de geometria e carregamento definidos na condição normal de operação de uma planta nuclear. Foi observado que, após certo tamanho de trinca, a taxa de vazamento do metal base é muito maior do que a taxa de vazamento para a ZTA e solda, considerando um mesmo comprimento de trinca. Isso ocorre porque é esperado que a trinca cresça de forma mais arredondada no metal base, devido à sua maior tenacidade, fenômeno este causado pela plastificação que ocorre no entorno da ponta da trinca durante o seu crescimento. Para a ZTA e a solda, a trinca irá crescer de forma mais aguda e, assim, a taxa de vazamento será menor.
- Por meio das análises de mecânica da fratura, o tamanho crítico da trinca, considerando análise por carga limite, foi encontrado para cada um dos corpos de prova ensaiados por tração, considerando um sistema definido de geometria e condição excessiva de carregamento. Verificou-se que o menor tamanho crítico de trinca da tubulação soldada ocorre no metal base com trincas circunferenciais, sendo que o menor tamanho crítico da trinca para a tubulação soldada, considerando fratura por colapso plástico, foi encontrada para o lote 2 do metal de base, apresentando um tamanho de 329,96 mm que equivale a uma trinca de 43% da área da seção circular da tubulação. Esse resultado já era esperado, uma vez que no metal base é onde foram encontrados os menores valores de tensão de escoamento generalizada, propriedade de maior influência nos cálculos por carga limite. Além disso, a trinca crítica na direção circunferencial é menor do que na axial já que esta direção apresenta uma menor área de suportaçã das cargas aplicadas.

- Também foi possível verificar que o tamanho crítico de trinca calculado para carregamentos na condição excessiva foi duas vezes maior do que o tamanho de trinca que causa um vazamento de 10 gpm na condição normal, para todas as regiões consideradas validando, desta forma, a utilização do critério de LBB para a tubulação estudada.
- Os testes de tenacidade à fratura realizados para a solda demonstraram que o material, embora ainda seja relativamente tenaz, apresentou propriedades mecânicas que colocaram em dúvida o modo de falha desta região. Assim, foi realizada uma análise para a verificação da ocorrência de rasgamento dúctil na região soldada, pela determinação do J aplicado, considerando a presença de uma trinca com o tamanho crítico definido na análise de carga limite. As análises demonstraram que, considerando o menor valor de J_{IC} encontrado nos ensaios de tenacidade (168 kJ.m^{-2}), este valor ainda era maior do que o maior valor calculado de J_{aplicado} (164 kJ.m^{-2}). Conclui-se, assim, que a falha por rasgamento dúctil não irá ocorrer na tubulação estudada nas condições consideradas no presente trabalho.
- A hipótese de não ocorrência de rasgamento dúctil foi sedimentada pela análise de MFEP com o uso do diagrama J/T , onde foi possível verificar que, embora o valor de J_{aplicado} estivesse próximo do valor de J_{IC} do material, o módulo de rasgamento aplicado é na ordem de cinco vezes menor do que o necessário para causar a instabilidade da trinca. Isso demonstra que uma análise de MFEP, utilizando apenas o valor de J_{IC} , pode ser excessivamente conservadora.

Dessa forma, conclui-se que a tubulação estudada de metal base 316LN unida por solda utilizando eletrodo revestido 316L estaria apta a ser empregada em um circuito primário de um reator que utilizasse o critério de LBB, considerando as condições de carregamento e geometria apresentadas neste trabalho. Adicionalmente, conclui-se que apenas o modo de falha por colapso plástico é esperado para essa tubulação soldada e, também, que a menor trinca crítica ocorrerá no metal base na orientação circunferencial.

APÊNDICE A – Resultados dos ensaios de tração

Região ensaiada	Corpo de		Temper. [°C]	Orientat.	σ_0 [MPa]	σ_R [MPa]	σ_f [MPa]	Along. [%]	E* [MPa]	α [1]	n [2]
	Prova										
Lote 1 do Metal Base	1		264	Longitudinal	169	480	324	29,9	179	7,8	3,4
	2		264	Longitudinal	171	480	326	29,7	179	7,7	3,5
	3		290	Longitudinal	166	483	325	30,7	176	8	3,4
	4		290	Longitudinal	167	481	324	30,1	176	7,7	3,4
	5		264	Transversal	178	476	327	33,1	179	7	3,8
	6		264	Transversal	180	474	327	32,3	179	6,9	3,8
	7		290	Transversal	177	473	325	31,8	176	7,3	3,7
	8		290	Transversal	175	476	326	32,2	176	7,4	3,7
Lote 2 do Metal Base	1		264	Longitudinal	149	452	300	32,5	179	8,7	3,2
	2		264	Longitudinal	154	453	304	32	179	8,5	3,4
	3		290	Longitudinal	149	458	303	31,8	176	8,7	3,2
	4		290	Longitudinal	143	451	297	31,6	176	9	3,1
	5		264	Transversal	170	456	313	29,4	179	11,9	3,2
	6		264	Transversal	172	462	317	31,6	179	7,9	3,6
	7		290	Transversal	167	459	313	30,1	176	8,2	3,5
	8		290	Transversal	165	454	309	30,2	176	8,4	3,5
Lote 3 do Metal Base	1		290	Longitudinal	150	480	315	30,6	176	9,8	3
	2		290	Longitudinal	149	479	314	30,1	176	9,4	3
	3		290	Transversal	168	461	315	33,3	176	8,3	3,6
	4		290	Transversal	171	463	317	33,5	176	8,5	3,6
Solda	1		264	Longitudinal	345	461	403	19,1	179	1,3	10,6
	2		264	Longitudinal	358	459	408	12,5	179	1,2	12,4
	3		264	Longitudinal	349	459	404	12,9	179	1,3	11,4
	4		290	Longitudinal	360	463	412	9	176	1,3	9,9
	5		290	Longitudinal	358	454	406	11,7	176	1,2	9,2
	6		290	Longitudinal	354	455	405	16,7	176	1,3	11,4
Lote 1 da ZTA	1		264	Longitudinal	251	487	369	17	179	2,7	5,6
	2		264	Longitudinal	248	477	363	14,4	179	2,6	5,8
	3		290	Longitudinal	249	495	372	17,2	176	2,7	5,4
	4		290	Longitudinal	249	486	368	14,7	176	2,4	5,5
Lote 2 da ZTA	1		264	Longitudinal	261	480	370	13,5	179	2,3	6,1
	2		264	Longitudinal	277	489	383	13,6	179	2	6,6
	3		290	Longitudinal	265	481	373	13,8	176	2	6,2
	4		290	Longitudinal	249	480	365	16,1	176	2,6	5,6
Lote 3 da ZTA	1		290	Longitudinal	225	420	322	16,1	176	2,8	6
	2		290	Longitudinal	258	489	374	15,5	176	2,5	5,8

Legendas: E*-Módulo de Elasticidade definido em norma; σ_0 : 0,2% Tensão de Escoamento; σ_f : tensão de escoamento generalizada; σ_R : Limite de Resistência; A: Alongamento; [1] α : parâmetro de Ramberg-Osgood; e [2] n: expoente de Ramberg-Osgood;

APÊNDICE B – Resultados dos testes de tenacidade à fratura

Região Ensaçada	CP	Orient.	temp. [°C]	b₀ [mm]	a₀ [mm]	a_{0q} [mm]	Δa [mm]	Δa_q [mm]	a_f [mm]	a_{limit} [mm]	J_{max} [kJ.m ⁻²]	J_{limit} [kJ.m ⁻²]	J_Q [kJ.m ⁻²]
Lote 1 do Metal base	CT1	C-L	264	15,5	20,5	20,5	5,3	5,3	25,8	1,95	4097	423	1584
	CT2	C-L	264	15,7	20,6	20,6	4,3	4,3	24,9	1,94	3828	420	1807
	CT3	C-L	290	15,7	20,6	20,6	5,8	5,8	26,5	1,94	3226	420	1644
	CT4	C-L	290	16	20,3	20,3	4,3	4,3	24,6	1,97	3782	426	2150
	CT5	L-C	264	16,1	20,3	20,3	4,3	4,3	24,6	1,97	3734	429	2019
	CT6	L-C	264	16,1	20,5	20,5	4,8	4,8	25,3	1,95	3782	425	2086
	CT7	L-C	290	16,1	20,6	20,7	7,7	7,7	28,4	1,94	4020	421	1839
	CT8	L-C	290	16	20,6	20,6	4,2	4,2	24,8	1,94	3640	421	1961
Lote 2 do Metal Base	CT1	C-L	264	16,1	20,6	20,6	3,3	3,3	23,9	1,94	3857	391	2761
	CT2	C-L	264	16	20,6	20,6	3,7	3,6	24,2	1,94	3940	391	2936
	CT3	C-L	290	16	20,6	20,6	3,3	3,3	23,9	1,94	3497	388	1826
	CT4	C-L	290	16	20,7	20,7	3,7	3,6	24,4	1,93	3794	386	2454
	CT5	L-C	264	16	20,8	20,8	3,4	3,4	24,2	1,92	3758	403	2121
	CT6	L-C	264	16	20,4	20,4	3,6	3,6	24	1,96	3901	412	2648
	CT7	L-C	290	16	20,8	20,8	3,4	3,4	24,2	1,92	3802	398	2684
	CT8	L-C	290	16	20,5	20,5	4,3	4,3	24,8	1,95	3754	404	2141
Lote 3 do Metal Base	CT1	C-L	290	16	21,1	21,1	3,6	3,6	24,6	1,89	3526	396	1719
	CT2	C-L	290	16	21,2	21,2	3,5	3,5	24,6	1,88	3611	394	2291
	CT3	L-C	290	16	21,5	21,5	3,8	3,8	25,3	1,85	3747	390	1939
	CT4	L-C	290	16	21,4	21,4	4	3,9	25,3	1,86	3511	392	1752
Solda	CT1	L-C	264	16	20,1	20,1	3,5	3,5	23,6	1,99	857	537	196
	CT2	L-C	264	16	20	20	2,8	2,8	22,8	2	701	540	168
	CT3	L-C	264	16	20,2	20,2	2,3	2,3	22,5	1,98	653	535	182
	CT4	L-C	290	16	20,5	20,2	3,3	3,6	23,8	1,95	818	530	256
	CT5	L-C	290	16	19,7	19,7	2,9	2,9	22,6	2,03	898	552	284
	CT6	L-C	290	16	20,1	20,1	1,1	1,1	21,3	1,99	580	541	329
Lote 1 da ZTA	CT1	L-C	264	16	20,2	20,2	2,3	2,3	22,5	1,98	2072	483	1026
	CT2	L-C	264	16,1	20,2	20,2	3,4	3,4	23,6	1,98	2566	483	1017
	CT3	L-C	290	16,1	20,5	20,5	2,7	2,7	23,3	1,95	2129	481	1043
	CT4	L-C	290	16,1	20,8	20,8	2,2	2,2	23	1,92	1998	474	1105
Lote 2 da ZTA	CT1	L-C	264	16	20,6	20,6	1,8	1,8	22,3	1,94	1975	487	1229
	CT2	L-C	264	16,1	20,7	20,7	4,2	4,2	24,8	1,93	2805	484	1120
	CT3	L-C	290	16	20,3	20,3	1,8	1,7	22	1,97	1971	485	1143
	CT4	L-C	290	16	21	21	3,2	3,2	24,2	1,9	2426	467	1007
Lote 3 da ZTA	CT1	L-C	264	16	20,1	20,1	2	2	22,2	1,99	2175	462	1138
	CT2	L-C	264	16	20,7	20,8	3	3	23,7	1,93	2491	448	1099
	CT3	L-C	290	16	20,2	20,2	2,1	2,1	22,3	1,98	2004	462	1066
	CT4	L-C	290	16	20,8	20,8	5	5	25,9	1,92	2866	448	1160

APÊNDICE C – Resultados das análises de mecânica da fratura

Região ensaiada	Corpo de Prova	Temper. [°C]	Orientat. Da Trinca	σ_f [Mpa]	E* [MPa]	α	n	a 10gpm [mm]	a crit [mm]	Japlic (acrit) [kJ.m ⁻²]
Lote 1 do Metal Base	1	264	Circunfer.	324	179	7,8	3,4	127,64	342,39	
	2	264	Circunfer.	326	179	7,7	3,5	131,19	342,39	
	3	290	Circunfer.	325	176	8	3,4	128,65	342,39	
	4	290	Circunfer.	324	176	7,7	3,4	130,05	342,39	
	5	264	Axial	327	179	7	3,8	135,51	417,83	
	6	264	Axial	327	179	6,9	3,8	135,51	417,32	
	7	290	Axial	325	176	7,3	3,7	137,16	415,04	
	8	290	Axial	326	176	7,4	3,7	137,29	416,05	
Lote 2 do Metal Base	1	264	Circunfer.	300	179	8,7	3,2	112,27	329,95	
	2	264	Circunfer.	304	179	8,5	3,4	120,14	329,95	
	3	290	Circunfer.	303	176	8,7	3,2	114,68	329,95	
	4	290	Circunfer.	297	176	9	3,1	108,71	329,95	
	5	264	Axial	313	179	11,9	3,2	134,75	398,78	
	6	264	Axial	317	179	7,9	3,6	135,00	404,11	
	7	290	Axial	313	176	8,2	3,5	136,53	399,29	
	8	290	Axial	309	176	8,4	3,5	136,27	393,70	
Lote 3 do Metal Base	1	290	Circunfer.	315	176	9,8	3	106,68	336,04	
	2	290	Circunfer.	314	176	9,4	3	107,44	336,04	
	3	290	Axial	315	176	8,3	3,6	136,65	400,05	
	4	290	Axial	317	176	8,5	3,6	136,78	403,86	
Solda	1	264	Circunfer.	403	179	1,3	10,6	168,15	372,82	164
	2	264	Circunfer.	408	179	1,2	12,4	168,15	372,82	157
	3	264	Circunfer.	404	179	1,3	11,4	167,89	372,82	161
	4	290	Circunfer.	412	176	1,3	9,9	170,94	372,82	162
	5	290	Circunfer.	406	176	1,2	9,2	170,94	372,82	163
	6	290	Circunfer.	405	176	1,3	11,4	170,94	372,82	162
Lote 1 da ZTA	1	264	Circunfer.	369	179	2,7	5,6	167,13	360,68	
	2	264	Circunfer.	363	179	2,6	5,8	167,13	354,58	
	3	290	Circunfer.	372	176	2,7	5,4	169,67	360,68	
	4	290	Circunfer.	368	176	2,4	5,5	169,80	360,68	
Lote 2 da ZTA	1	264	Circunfer.	370	179	2,3	6,1	167,26	360,68	
	2	264	Circunfer.	383	179	2	6,6	167,64	366,78	
	3	290	Circunfer.	373	176	2	6,2	170,69	360,68	
	4	290	Circunfer.	365	176	2,6	5,6	169,93	360,68	
Lote 3 da ZTA	1	290	Circunfer.	322	176	2,8	6	169,42	342,39	
	2	290	Circunfer.	374	176	2,5	5,8	170,18	360,68	

Legendas: a 10gpm – Tamanho da trinca em mm que irá causar um vazamento de 10gpm; acrit – Tamanho de trinca crítico considerando falha por Colapso Plástico; e J aplic.(acrit) – Integral J aplicada considerando a presença de uma trinca acrit.

ANEXO A – Soluções EPRI de J e T aplicados para tubulações com trincas elípticas passantes

a) Trinca Circunferencial Passante:

Considerando um momento equivalente total (M) aplicado a uma tubulação que contenha uma trinca elíptica circunferencial passante, a solução estimada para Integral J aplicado é:

$$J = J_{Elástico} + J_{Plástico} \quad (\text{Equação A.01})$$

$$J = \underbrace{\frac{f_b M^2}{R^3 t^2 E}}_{J_{Elástico}} + \underbrace{\alpha \sigma_0 \varepsilon_0 \pi R \left(1 - \frac{\theta}{\pi}\right)^2 H_1 \left(\frac{M}{M_0}\right)^{n+1}}_{J_{Plástico}} \quad (\text{Equação A.02})$$

Onde:

$$f_b = \left(\frac{\theta_e}{\pi}\right) \left[1 + A \left\{ 4,5967 \left(\frac{\theta_e}{\pi}\right)^{1,5} + 2,6422 \left(\frac{\theta_e}{\pi}\right)^{4,24} \right\} \right]^2$$

$$\theta_e = \theta \left[1 + \frac{\left(\frac{F_b}{\beta}\right) \left\{ \frac{(n-1)}{(n+1)} \right\} (\sigma_b)^2}{\left\{ 1 + \left(\frac{M}{M_0}\right)^2 \right\}} \right]$$

$$F_b = 1 + A \left[4,5967 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{1,5} + 2,6422 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{4,24} \right]$$

$$A = \left[0,125 \left(\frac{R}{t}\right) - 0,25 \right]^{0,25} \quad \text{Para } 5 \leq R/t \leq 10$$

$$A = \left[0,4 \left(\frac{R}{t}\right) - 3,0 \right]^{0,25} \quad \text{Para } 10 \leq R/t \leq 20$$

$$\sigma_b = \frac{M}{(\pi R^2 t)}$$

$$M_0 = 4\sigma_0 R^2 t \left[\cos\left(\frac{\theta}{2}\right) - 0,5 \text{sen}(\theta) \right]$$

H1- Variável que depende do θ , n e R/t, podendo ser encontrado na referência [42];

$\beta = 2$ para condição plana de tensão e 6 para condição plana de deformação;

R, t e θ – Raio médio do tubo, espessura de parede e ângulo da metade da trinca, respectivamente;

α , σ_0 , ϵ_0 e n – São constantes do material obtidas pela relação de Ramberg-Osgood para curva tensão - deformação.

O módulo de rasgamento para um momento equivalente total (M) aplicado a uma tubulação que contenha uma trinca elíptica circunferencial passante é dado por:

$$T = \left(\frac{\partial J}{\partial a}\right)_M \cdot \frac{E}{\sigma_f^2} \quad (\text{Equação A.03})$$

Onde:

$$\left(\frac{\partial J}{\partial a}\right)_M = \frac{[J(a + \Delta a) - J(a)]}{\Delta a}$$

a e Δa - Metade do comprimento da trinca e tamanho arbitrário escolhido para o crescimento da trinca (usualmente $0,005a$).

E e σ_f – Módulo de elasticidade e tensão de escoamento generalizada do material, respectivamente, na temperatura considerada.

$J(a)$ e $J(a+\Delta a)$ – Integral J calculado conforme equação A.01

b) Trinca Axial Passante:

Considerando uma pressão interna aplicada a uma tubulação que contenha uma trinca elíptica axial passante, a solução estimada para Integral J aplicado é:

$$J = \left(\frac{8c\sigma_f^2}{\pi E}\right) \cdot \ln \left[\sec \left(\frac{M\pi\sigma}{2\sigma_f} \right) \right] \quad (\text{Equação A.04})$$

Onde:

$$M = [1 + 1,2987 \cdot \lambda^2 - 0,026905 \cdot \lambda^4 + 5,3549 \cdot 10^{-4} \cdot \lambda^6]^{0,5}$$

$$\lambda = \frac{c}{(Rt)^{0,5}}$$

$$\sigma = \frac{p}{Rt}$$

p – Pressão interna;

R , t e c – Raio médio do tubo, espessura de parede e comprimento da metade da trinca, respectivamente;

σ_f – Tensão de Escoamento Generalizada (média entre a tensão de escoamento e o limite de resistência) do material na temperatura considerada.

O módulo de rasgamento para uma pressão interna aplicada a uma tubulação que contenha uma trinca elíptica axial passante é dado por:

$$T_a = \left(\frac{J}{c}\right) \cdot \frac{E}{\sigma_f^2} + H_0 \left(\frac{\sigma}{\sigma_f}\right) \tan\left(\frac{M\pi\sigma}{2\sigma_f}\right) \quad (\text{Equação A.05})$$

Onde

$$T_a = \left(\frac{\partial J}{\partial a}\right)_M \cdot \frac{E}{\sigma_f^2}$$

$$H_0 = 4 \frac{[1,2987 \cdot \lambda^2 - 0,05381 \cdot \lambda^4 + 1,60645 \cdot 10^{-3} \cdot \lambda^6]}{M}$$

J, M, λ e σ – Calculados conforme equação A.04.

p – Pressão interna;

R, t e c – Raio médio do tubo, espessura de parede e comprimento da metade da trinca, respectivamente;

σ_f – Tensão de Escoamento Generalizada (média entre a tensão de escoamento e o limite de resistência) do material na temperatura considerada.

ANEXO B - Código PICEP

O código PICEP (*Pipe Crack Evaluation Program*), foi desenvolvido pelo EPRI, sendo uma das ferramentas utilizadas para a estimativa de vazamentos em trincas circunferenciais e axiais passantes em tubulações. Com a aplicação desse código, também é possível realizar o cálculo do tamanho da trinca crítica, associada à análise por carga limite, que será suportada pela tubulação em análise.

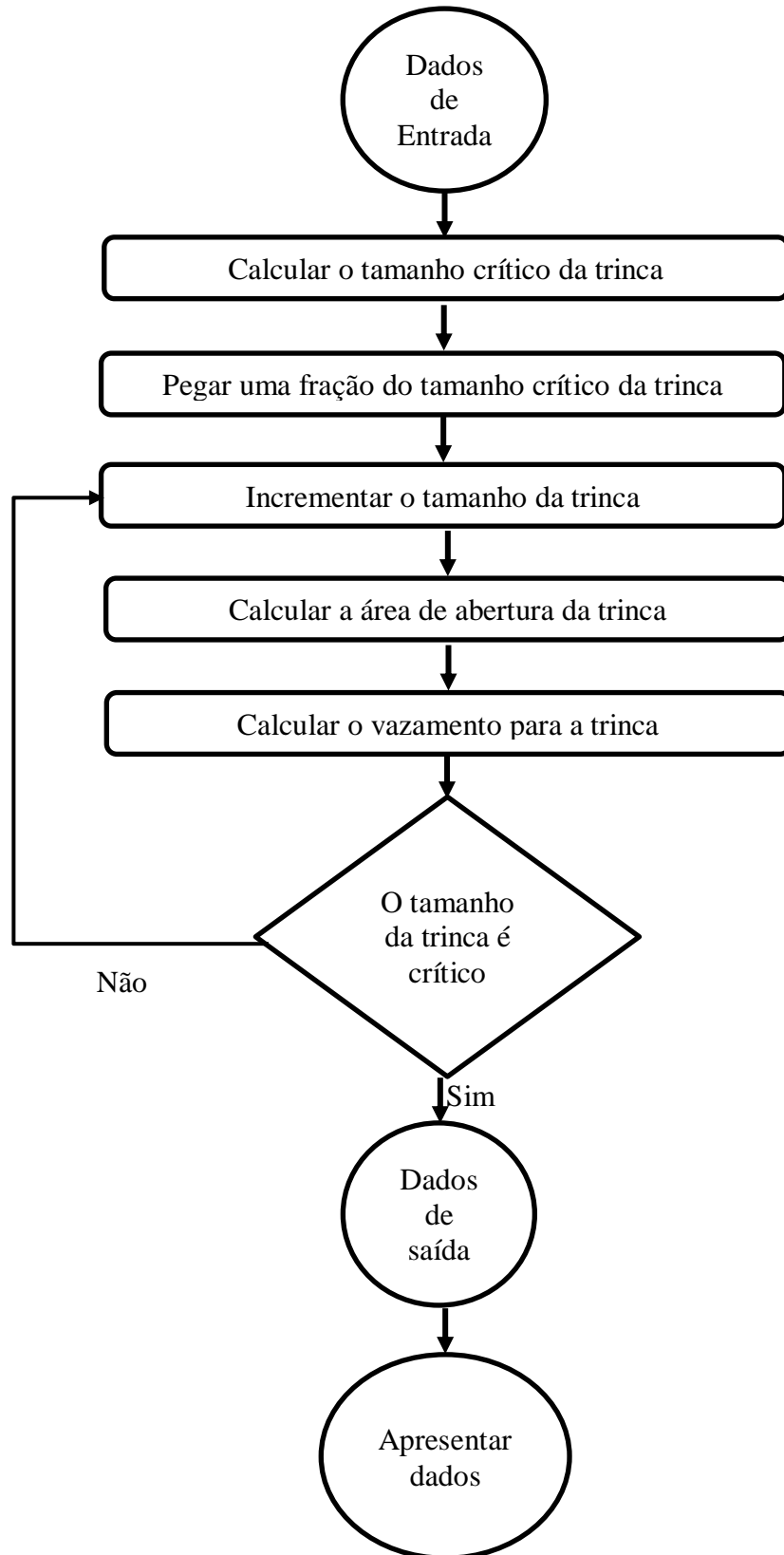
Esse código tem sido validado extensivamente por meio de simulações computadorizadas, testes laboratoriais e eventos em plantas nucleares existentes envolvendo vazamentos de fluidos. Assim, o Código PICEP é aceito para validar análises de LBB pelos Órgãos Reguladores de Energia Nuclear no mundo inteiro.

O código utiliza a teoria de escoamento crítico homogêneo não equilibrado [46], para o cálculo das taxas de vazamento, adicionando diversas alterações para considerar aspectos relativos às características da trinca e condições do fluido, utilizando-se de métodos baseados na teoria da mecânica da fratura elasto-plástica.

O código requer na sua aplicação, para efetuar o cálculo de taxas de vazamentos e tamanho crítico da trinca, a definição da curva tensão-deformação referente ao material do componente a ser avaliado e, também, da definição dos carregamentos a que a tubulação estará sujeita. Adicionalmente, são necessárias informações como: condições termo hidráulicas de operação, condição do fluido, geometria da tubulação, tipo e características da trinca considerada, modo de iniciação da trinca, entre outras.

O código apresenta os resultados dos cálculos de vazamentos na forma de uma tabela contendo os dados de taxas de vazamento em função dos comprimentos de trincas, bem como apresenta o valor de tamanho crítico da trinca, considerando falha por colapso plástico.

O Fluxograma apresentado a seguir demonstra basicamente o modo de funcionamento do Código PICEP.



Fluxograma de Funcionamento do PICEP [38]

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. CALLISTER Jr., W. T. **Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução**. LTC. Sétima Edição, 2008.
2. ANDERSON, T.L. **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications**. 3rd Edition, CRC Press, Taylor & Francis Group, 2005.
3. SCOTT, P. M; OLSON, R. J; WILKOWSKI, G. M. **NUREG/CR-6765 - Development of Technical Basis for Leak-Before-Break Evaluation Procedures**. US NRC, 2001.
4. AP1000 Design Control Document, APPENDIX 3B. **Leak-before-break Evaluation of the AP1000 Piping**. Rev. 2, 2011.
5. U.S. EPR FINAL SAFETY ANALYSIS REPORT. **Leak-Before-Break Evaluation Procedures**. Rev. 3. Seção 3.6.3., 2009.
6. NUREG-1061. Report of the U.S Nuclear Regulatory Commission Piping Review Committee, **Evaluation of Potential for Pipe Breaks**. Volume 3. 1984.
7. MCGEADY, L. J. **Procedures for Evaluation of Fracture Toughness of Heat-Affected Zones**. Supplement to the Welding Journal. WCR Bolletín No. 168, 1972.
8. ASM Handbook Volume 1: **Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys**. ASM International; Edição 10, 1990.
9. SHANKAR, V; GILL, T.P.S; MANNAN, S. L; SUNDARESEN, S. **Effect of Nitrogen Addition on Microstructure and Fusion Zone Cracking in Type 316L Stainless Steel Weld Metals**. Materials Science and Engineering A343, p. 170-181, 2003.
10. SHAIKH, H.; ANITA, T.; DAYAL, R.K.; KHATAK, H. S. **Effect of Metallurgical Variables on the Stress Corrosion Crack Growth Behaviour of AISI Type 316LN**. SS Corrosion Science. 52, p. 1146–1154, 2010.
11. LO, K. H.; SHEK, C. H.; LAI, J. K. L. **Recent Developments in Stainless Steels**. Materials Science and Engineering R 65, p. 39–104, 2009.
12. JAYAKUMAR, T.; MATHEW, M. D.; LAHA, K.; SANDHYA, R. **Materials Development for Fast Reactor Applications**. Nuclear Engineering and Design 26, p. 1175– 1180, 2013.
13. GANESAN, V.; MATHEW, M. D.; PARAMESWARAN, P. LAHA, K. **Effect of Nitrogen on Evolution of Dislocation Substructure in 316LN SS During Creep**. Procedia Engineering 55, p. 36 – 40, 2013.

14. GANESAN, V.; GANESH K. J.; LAHA, K.; MATHEW, M. D. **Notch Creep Rupture Strength of 316LN SS and its Variation With Nitrogen Content.** Nuclear Engineering and Design 254, p. 179–184, 2013.
15. REDDY, G. V. P.; SANDHYA, R.; RAO, K. B. S.; SANKARAN, S. **Influence of Nitrogen Alloying on Dynamic Strain Ageing Regimes in Low Cycle Fatigue of 316LN SS.** Proc. Eng., p. 2181–2188, 2010.
16. SHAIKH, H.; GEORGE, G.; SHNEIDER, F.; MUMMERT, K.; KHATAK, H. S. **Effect of high temperature aging on the corrosion behaviour of nitrogen added AISI type 316 stainless steel weld metal.** Transactions of the Indian Institute of Metals, 54(1-2), pp. 27-39, 2001.
17. LU, Z.; SHOJI, T.; MENG, F.; QIU, Y.; DAN, T.; XUE, H. **Effects of Water Chemistry and Loading Conditions on Stress Corrosion Cracking of Cold-Rolled 316NG Stainless Steel in High Temperature Water.** Corrosion Science 53, p. 247–262, 2011.
18. POONGUZHALI, T.; ANITA, N.; SIVAIBHARASI H.; SHAIKH, R. K.; DAYAL. **Effect of Nitrogen Content on the Tensile and Stress Corrosion Cracking Behavior of AISI Type 316LN Stainless Steels.** Trans Indian Inst Met, 67(2): p.177–184, 2014.
19. HORN, R. M. **Evaluation of the Toughness of Austenitic Stainless Steel Pipe Weldments.** EPRI NP-4668, 1986.
20. NAKAGAKI, M.; MARSHALL, C.; BRUST, F. **Analysis of Cracks in Stainless Steel TIG Welds.** NUREG/CR-4806, BMI-2144, 1986.
21. FAURE, F.; HOUSSIN, B.; BALLADON, P. **Mechanical Properties of Automatic TIG/GTA Welds of Stainless Steel Piping in Nuclear Reactors,** in Trends in Welding Research, ASM Conf., Gatlinburg, May, 1989, p. 14–18.
22. GARWOOD, S.J. **Fracture Toughness of Stainless Steel Weldments at Elevated Temperatures,** in Fracture Mechanics: 15th Symposium, R. J. Sanford, ed., ASTM STP 833, 1984.
23. VASSILAROS, M.G.; HAYS, R.A.; GUDAS, J.P. **Investigation of the Ductile Fracture Properties of Type 304 Stainless Steel Plate, Welds, and 4-inch Pipe,** in Proc. 12th Water Reactor Safety Research Information Meeting, NUREG/CP-0058, Vol. 4, U.S. Nuclear Regulatory Commission, p. 176–189, 1985.
24. ROSENFELD, R.; HELD, P. R.; WILKOWSKI G. M. **Stainless Steel Submerged Arc Weld Fusion Line Toughness.** NUREG/CR-6251, 1995.
25. GAVENDA, D. J.; MICHAUD, W. F.; GALVIN, T. M.; BURKE, W. F.; CHOPRA, O. K. **Effect of Thermal Aging on Fracture Toughness and Charpy-Impact Strength of Stainless Steel Pipe Welds.** NUREG_CR-6428, 1996.
26. DELLIOU, P.; BARTHELET, B.; PARROT, A.; SAINTON, L.; BERVEILLER, M.; SAILLET, S. **Tensile and Toughness Properties for the RSE-M Code.** SMiRT 20-Division I, Paper 1654, 2009.

27. O'DONNELL, J.; HUTHMANN, H.; TAVASSOLI, A. A. **The Fracture Toughness Behavior of Austenitic Steels and Weld Metal Including the Effects of Thermal Aging and Irradiation**. *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, 65, p. 209-220, 1996.
28. SHASHANK D. B.; SASIKALA, G.; SHANTHI, G.; VENUGOPAL, S.; NANI BABU M.; PARIDA, P. K.; BHADURI, A.K. **Mechanical Behaviour of SS 316 (N) Weld after Long Term Exposure to Service Temperatures**. *Procedia Engineering* 10, p. 2725–2730, 2011.
29. REN, X. B.; ZHANG, Z. L.; NYHUS, B. **Effect of Residual Stresses on Ductile Crack Growth Resistance**, *Engineering Fracture Mechanics* 77, p. 1325–1337, 2010.
30. SASIKALAA, G. NANI BABU, M.; SHASHANK DUTT, M.; VENUGOPAL, S. **Characterisation of Fatigue Crack Growth and Fracture Behaviour of SS 316L(N) Base and Weld Materials**. *Advanced Materials Research* Vol. 794, p. 449-459, 2013.
31. DELONG, W. T. **Ferrite in Austenitic Stainless Steel Weld Metal**. *Welding Journal*, p. 273-s-286-s, 1974.
32. INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. **Applicability of the Leak Before Break Concept**, IAEA, VIENNA, ISSN 1011-4289, 1993.
33. NUREG-0800 – SRP, **Standart Review Plan**, Nuclear Regulatory Guide, United States Nuclear Regulatory Commission, 1987.
34. ASTM E 1820, **Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness**. ASTM Volume 03.01, 2013;
35. ISO 12135. **Metallic Materials – Unified Method of Test for the Determination of Quasistatic Fracture Toughness**. International Organization for Standardization, 2002.
36. ISO 15653. **Metallic materials - Method of test for the determination of quasistatic fracture toughness of welds**. International Organization for Standardization, 2010.
37. REGULATORY GUIDE 1.45, **Reactor Coolant Pressure Boundary Leakage Detection System**, USNRC-United States Nuclear Regulatory Commission, 2007.
38. NORRIS, D. M. e CHEXAL, B., **PICEP: Pipe Crack Evaluation Program**. EPRI NP-3596-SR, Revision 1, 1987.
39. JONG, R. P. **Avaliação de Tubulações Trincadas em Sistemas Primários de Reatores Nucleares PWR** Dissertação (Mestrado) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN), São Paulo, 2004.
40. PARIS, P. C.; JOHNSON. R. E. **A Method of Application of Elastic-Plastic Fracture Mechanics to Nuclear Vessel Analysis, Elastic-Plastic Fracture: Second Symposium**. Volume II - Fracture Resistance Curves and Engineering Applications, ASTM STP 803, C. F. Shih and J.P. Gudas, Eds., American Society for Testing Materials, p. II-5-II-40, 1983.
41. MANESCHY, J. E.; MIRANDA, C. A. J.; **Mecânica da Fratura na Indústria Nuclear**. Rio de Janeiro, Lithos Edições de Arte, 2014.

42. ZAHOOR, A. **Ductile Fracture Handbook**. NP-6301-D Research Project, Electronic Power Research Institute, 1989.
43. ASTM E8 / E8M-13, **Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials**. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2013.
44. ASTM E21-09, **Standard Test Methods for Elevated Temperature Tension Tests of Metallic Materials**. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2009.
45. SCHON, C. G. **Mecânica dos Materiais**. 1ed. Rio de Janeiro, Elsevier, 552p. 2015.
46. HENRY, R. E. **The Two Phase Critical Discharge of Initially Saturated or Subcooled Liquid**, Nuclear Science and Engineering 41, 1970.