

**ANÁLISE DE FRATURAS EM  
ESTRUTURAS CILÍNDRICAS SOLDADAS**

**EDISON GONÇALVES**

**TESE APRESENTADA À ESCOLA POLITÉCNICA  
DA UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO  
PARA CONCURSO DE LIVRE-DOCÊNCIA**

**SÃO PAULO  
1987**

**ANÁLISE DE FRATURAS EM  
ESTRUTURAS CILÍNDRICAS SOLDADAS**

**EDISON GONÇALVES**

TESE APRESENTADA À ESCOLA POLITÉCNICA  
DA UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO  
PARA CONCURSO DE LIVRE-DOCÊNCIA

**SETEMBRO**

**1987**

EDISON GONÇALVES

ENGENHEIRO NAVAL, ESCOLA POLITÉCNICA  
UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO, EPUSP-1973  
MESTRE EM ENGENHARIA NAVAL, EPUSP-1976

MSc IN OCEAN ENGINEERING  
MASSACHUSETTS INSTITUTE OF TECHNOLOGY, MIT-1980

MSc IN MATERIALS SCIENCE, MIT-1980

PHD IN STRUCTURAL MECH. & MATERIALS ENG., MIT-1981

ANÁLISE DE FRATURAS EM  
ESTRUTURAS CILÍNDRICAS SOLDADAS

TESE APRESENTADA À ESCOLA POLITÉCNICA  
DA UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO  
PARA CONCURSO DE "LIVRE-DOCÊNCIA"

-SETEMBRO DE 1987-

À MINHA ESPOSA,  
NANCI.

AOS MEUS FILHOS,  
PRISCILA E LEANDRO.

AGRADECIMENTOS

A todos os amigos do Departamento de Engenharia Naval da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, que direta ou indiretamente contribuíram para a execução deste trabalho.

Ao Prof. Dr. CARLOS ALBERTO NUNES DIAS pelo valioso auxílio na compreensão do sistema operacional do Burroughs B6900.

A Srta. ROSANGELA NAGANO pelo excelente serviço de digitação de texto.

A Sra. MARLEI S. ARAÚJO SILVA pelo excelente trabalho na execução dos desenhos.

## R E S U M O

Este trabalho apresenta uma metodologia para análise de fratura em estruturas cilíndricas soldadas, através do Método dos Elementos Finitos.

Depois de uma breve introdução ao problema, este estudo aborda as imperfeições introduzidas pela soldagem que têm influência preponderante no fenômeno de fratura, ou sejam, trincas, fragilização do material e tensões residuais.

Uma revisão dos procedimentos de análise de fratura é feita e uma metodologia para controle da fratura é proposta. Então, a fim de permitir a utilização de distribuições parabólicas de tensões residuais, a formulação teórica de um elemento plano de trinca é modificada. Um modelo para a análise de fraturas com esse elemento de trinca é apresentado, onde a plasticidade do material e a tri-dimensionalidade da trinca também são consideradas.

Finalmente, após o desenvolvimento de um programa de elementos finitos que permite o cálculo do Fator de Intensificação de Tensões, foram estimados os tamanhos críticos de trinca para o vaso de pressão do reator nuclear da usina de Angra I sob seis condições de carregamento distintas.

## A B S T R A C T

The Finite Element Method is used to study the fracture mechanics behavior of cylindrical welded structures under the influence of residual stresses and mechanical loads, as internal pressure.

After a brief introduction, this study focuses some of the aspects relating to the imperfections induced by welding, where cracks, material brittleness and residual stresses are the main concern.

A review of fracture analysis methodologies is done and a fracture control method is proposed. Then, using complex variable technique, formulations for a hybrid crack element are altered, in order to allow the use of parabolic distributions of residual stresses. A model for fracture analysis is proposed including considerations about plasticity and three-dimensionality.

Finally, a finite element code is developed and used to estimate the critical crack sizes for the pressure vessel reactor of the Angra I Nuclear Plant submitted to six different loading conditions.

I N D I C E

## CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO

1.1 - ASPECTOS GERAIS .....	1.1
1.2 - BREVE HISTÓRICO SOBRE A OCORRÊNCIA DE ACIDENTES .....	1.3
1.3 - ESCOPO DO TRABALHO .....	1.5

CAPÍTULO II - IMPERFEIÇÕES INTRODUZIDAS NA ESTRUTURA  
PELA SOLDAGEM

2.1 - INTRODUÇÃO .....	2.1
2.2 - TRINCAS .....	2.2
2.3 - FRAGILIZAÇÃO .....	2.4
2.4 - TENSÃO RESIDUAL .....	2.11

CAPÍTULO III - CONSIDERAÇÕES SOBRE A ANÁLISE DE  
FRATURAS

3.1 - INTRODUÇÃO .....	3.1
3.2 - METODOLOGIAS PARA CONTROLE DA FRATURA .....	3.3
3.2.1 - Ensaio Charpy .....	3.4
3.2.2 - Diagrama de Análise da Fratura .....	3.6
3.2.3 - Adequabilidade para o Serviço .....	3.8
3.2.4 - Abordagem Probabilística .....	3.10

3.2.5 - Metodologia Proposta .....	3.11
3.3 - MECÂNICA DE FRATURAS .....	3.13
3.3.1 - Introdução .....	3.13
3.3.2 - Fator de Intensificação de Tensões .	3.15
3.3.3 - Método dos Elementos Finitos .....	3.19
3.3.4 - Critério de Falha por Fratura .....	3.22

#### CAPÍTULO IV - MODELO DE ANÁLISE PROPOSTO

4.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS .....	4.1
4.2 - ELEMENTO PLANO DE TRINCA .....	4.5
4.2.1 - Desenvolvimento Teórico .....	4.6
4.2.2 - Avaliação Numérica .....	4.14
4.3 - ELEMENTO AXISSIMÉTRICO DE TRINCA .....	4.15
4.4 - ANÁLISE TRI-DIMENSIONAL .....	4.17
4.5 - CONSIDERAÇÕES SOBRE PLASTICIDADE .....	4.19
4.6 - MODELO DE ANÁLISE PROPOSTO .....	4.22

#### CAPÍTULO V - EXEMPLO ILUSTRATIVO: ESTIMATIVA DO TAMANHO CRÍTICO DE TRINCA DO VASO DE PRESSÃO DO REATOR NUCLEAR DA USINA ANGRA I

5.1 - INTRODUÇÃO .....	5.1
5.2 - PROPRIEDADES DO MATERIAL .....	5.4

5.3 - CARREGAMENTO ..... 5.11

5.4 - ANÁLISE NUMÉRICA ..... 5.12

## CAPÍTULO VI - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

6.1 - CONCLUSÕES FINAIS ..... 6.1

6.2 - RECOMENDAÇÕES PARA FUTUROS TRABALHOS ..... 6.3

## APÊNDICE A - SAÍDA TÍPICA DO PROGRAMA "CRAVAP"

A.1 - INTRODUÇÃO ..... A.1

A.2 - DADOS DE ENTRADA ..... A.2

A.3 - RESULTADOS DA ANÁLISE DE FRATURA ..... A.3

A.4 - NÍVEIS DE TENSÕES ..... A.4

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS ..... RB.1

ÍNDICE DAS FIGURAS

## CAPÍTULO I

- Figura 1.1 - Representação Esquemática da Sequência do Estudo ..... 1.6

## CAPÍTULO II

- Figura 2.1 - Estrutura Cilíndrica Soldada Típica com Trincas Posicionadas Junto às Soldas ..... 2.3
- Figura 2.2 - Relação entre a Distribuição de Temperaturas Máximas nas Várias Regiões da Junta Soldada e Diagrama de Equilíbrio Fe-C ..... 2.6
- Figura 2.3 - Diagrama CCT com Cinco Curvas de Resfriamento Diferentes, de modo a indicar as várias micro estruturas que podem ser obtidas ..... 2.6
- Figura 2.4 - Ilustração Esquemática da Distribuição de Dureza numa Junta Soldada. Os resultados são apresentados para os casos de soldagem com e sem pré-aquecimento ..... 2.8
- Figura 2.5 - Variação da Dureza, Limite de Ruptura, Limite de Escoamento e Alongamento numa Junta Soldada. Resultados obtidos através de ensaios micro-mecânicos ..... 2.8

Figura 2.6	-	Representação Esquemática do Corpo de Provas do Tipo Charpy e Gráfico com Curvas Mostrando o Comportamento da Energia Absorvida para Quebra do Corpo de Prova em Função da Temperatura para Diversos Metais .....	2.10
Figura 2.7	-	Posição e Orientação de Corpos de Prova com relação a uma junta soldada de topo .....	2.10
Figura 2.8	-	Distribuição de Tensões Residuais para Juntas de Topo Soldadas à LASER dos Aços SAE 1020 e AISI 4130 .....	2.15
Figura 2.9	-	Distribuição de Tensões Residuais através da Espessura na Direção Transversal à Junta Soldada do Aço HY-130 .....	2.17
Figura 2.10	-	Distribuição de Tensões Residuais numa Junta Soldada Circunferencial de um Tubo de aço Baixo Carbono .....	2.20
Figura 2.11	-	Distribuição de Tensões Residuais através da Espessura de um Vaso de Pressão .....	2.21

### CAPÍTULO III

Figura 3.1	-	Representação Esquemática de uma Curva de Ensaio Charpy .....	3.5
Figura 3.2	-	Diagrama de Análise de Fratura (FAD) .....	3.7

- Figura 3.3 - Diagrama Esquemático da Análise de Fratura em Estruturas Soldadas ..... 3.12
- Figura 3.4 - Sistema de Coordenadas e Componentes de Tensões a frente de uma Trinca ..... 3.16
- Figura 3.5 - Representação Esquemática do Elemento Plano de Trinca (Híbrido) Submetido a um Campo de Tensões Parabólico ..... 3.21

#### CAPÍTULO IV

- Figura 4.1 - Representação Esquemática de Três Tipos de Trinca ..... 4.2
- Figura 4.2 - Comparação entre Resultados Analíticos e pelo Método dos Elementos Finitos ..... 4.16
- Figura 4.3 - Malha de Elementos Finitos Utilizados na Análise de Fratura ..... 4.23

#### CAPÍTULO V

- Figura 5.1 - Representação Esquemática do Vaso de Pressão do Reator Nuclear da Usina Nuclear de Angra I ..... 5.3
- Figura 5.2 - Efeito da Fluência Neutrônica no Limite de Escoamento do Aço A533-B ..... 5.7

Figura 5.3	- Limite de Escoamento em Função da Temperatura do Aço A533-B .....	5.7
Figura 5.4	- Curvas de Ensaio Charpy do Aço A533-B e de sua Junta Soldada .....	5.9
Figura 5.5	- Tenacidade à Fratura em Função da Temperatura do Aço A533-B e de sua Junta Soldada .....	5.10
Figura 5.6	- Distribuição de Tensões Residuais Através da Espessura do Vaso de Pressão de Angra I (Estimada) .....	5.13
Figura 5.7	- Fator de Intensificação de Tensões em Função do Tamanho da Trinca para Seis Condições de Carregamento .....	5.16

ÍNDICE DAS TABELAS

## CAPÍTULO V

Tabela 5.1	-	Composição Química do Aço A533 - Grau B Classe 1 .....	5.6
Tabela 5.2	-	Requisitos Mecânicos do Aço A533 Grau B - Classe 1.....	5.6
Tabela 5.3	-	Dados de Entrada do Programa CRAVAP .....	5.15
Tabela 5.4	-	Tamanho Crítico de Trinca .....	5.15

## CAPÍTULO I

### INTRODUÇÃO

#### 1.1 - ASPECTOS GERAIS

Estruturas metálicas de formato cilíndrico, tanto como parte ou como um todo, são largamente difundidas em vários campos de utilização, como por exemplo: veículos submersíveis; plataformas oceânicas; vasos de pressão; tanques de armazenamento de líquidos; tubulações industriais; oleodutos; gasodutos; minerodutos e etc. Atualmente, todas essas estruturas utilizam a soldagem como processo de fabricação, podendo-se mesmo afirmar que a sua utilização é essencial, quando considera-se as condições de trabalho a que as estruturas são submetidas.

As primeiras estruturas cilíndricas soldadas, datam da época do Império Romano. Faziam parte do sistema de dez aquedutos que transportavam para Roma, cerca de 800 milhões de litros diários de água, [1]. A tubulação de chumbo, que era a mais utilizada, chegou a ter as suas características padronizadas, com diâmetros de até 150 mm e comprimentos não inferiores à 3 metros. A costura longitudinal assim como a interligação circunferencial entre tubos, era feita através da soldagem por deposição de metal fundido. Testes recentes, em algumas dessas tubulações, mostravam que as juntas soldadas se apresentavam em melhores condições que as paredes dos tubos, [2].

Atualmente, as estruturas cilíndricas soldadas, são fabricadas principalmente com aço, das mais diversas especificações, mas é também significativa a quantidade de estruturas fabricadas com materiais não ferrosos, tais como o alumínio, cobre e níquel. Com relação às dimensões, tubulações em hidrelétricas chegam a alcançar 10 m de diâmetro com paredes de até 70 mm de espessura, [3].

A probabilidade de falha de uma estrutura cilíndrica soldada, pode na realidade ser considerada baixa, quando ponderados os avanços tecnológicos ocorridos com os materiais, técnicas de fabricação, manutenção e operação das estruturas metálicas em geral. No entanto, em construções soldadas, a possibilidade de ocorrência de uma cadeia de eventos detrimenais, podem comprometer a integridade da estrutura. A soldagem, pelas suas características intrínsecas, favorece a ocorrência dessa cadeia de eventos; uma vez que, geralmente introduz defeitos nas estruturas tais como: trincas; poros; inclusões; fragilização do material; deformações e tensões residuais. No caso das estruturas cilíndricas, estes defeitos são em parte agravados, devido às dificuldades da soldagem circunferencial em ambiente e posição muitas vezes não ideais, e em alguns casos pela impossibilidade de acesso ao interior da estrutura cilíndrica, para o quase imprescindível passe de raiz e para uma adequada inspeção da junta soldada.

A cadeia de eventos introduzidos pela soldagem, somada à deteriorização do material pelas condições ambientais (corrosão, corrosão sob tensões e envelhecimento), somada à existência de carregamentos externos, aleatórios e causados por acidentes naturais, difíceis de serem considerados na análise convencional de tensões, fazem com que a análise da Integridade Estrutural seja um problema realmente complexo, principalmente quando da existência de

diversos mecanismos de falha, como por exemplo, fratura frágil, fratura dúctil, fadiga, fluência e flambagem. Por todos esses motivos, falhas em estruturas soldadas, particularmente as de formatos cilíndricos, ocorrem mesmo nos dias de hoje.

## 1.2 - BREVE HISTÓRICO SOBRE A OCORRÊNCIA DE ACIDENTES

A ocorrência de falhas nas estruturas mencionadas no item anterior, além de representar grande prejuízo econômico, pode também afetar a ecologia e causar a perda de vidas humanas. Falhas em tanques de armazenamento, vasos de pressão e linhas transcontinentais ou mesmo locais de transmissão de óleo, gasolina, gás natural, etc, têm ocorrido com relativa frequência. Muitas dessas falhas ocorreram durante ensaios de pressão e freqüentemente foram devidos à solda com defeitos.

Por exemplo, em janeiro de 1919 em Boston, Massachusetts, EUA, um tanque cilíndrico de aço, armazenando 7,5 milhões de litros de melão, fraturou sem prévio aviso, matando doze pessoas, ferindo outras quarenta e ocasionando grandes prejuízos materiais. Acidente semelhante, mas felizmente sem ocasionar mortes ou feridos, ocorreu já em março de 1973, quando outro tanque de armazenamento de melão fraturou, sem prévio aviso na cidade de Bellview, New Jersey, EUA, [4]. Em 1979 em Quatar - país tipicamente tropical - um tanque de armazenamento de Petróleo, fraturou repentinamente ocasionando enorme perda econômica, [5].

O caso do envólucro de motor de foguete com 6,6 m de diâmetro que fraturou em abril de 1965, durante os testes hidrostáticos, com uma pressão de apenas 56% da pressão estipulada para teste, foi motivo de extensivo estudo, e, é

normalmente citado como exemplo em grande número das publicações especializadas no assunto, [6].

Com relação às estruturas oceânicas, recentemente em 1980, o caso da Plataforma Oceânica Norueguesa "Alexander L. Kielland", utilizada como plataforma dormitório de apoio, ficou marcado como um dos mais graves acidentes da exploração petrolífera marítima. A existência de trincas numa junta soldada, fez com que uma das pernas cilíndricas fraturasse, tombando a plataforma e causando a morte de 123 pessoas, [7], [8].

Aqui no Brasil, uma grande catástrofe ocorreu no dia 25 de janeiro de 1984, em Vila Socó-Cubatão, quando uma tubulação da Petrobrás permitiu o vazamento de mais de 700 mil litros de gasolina, seguido de explosão e incêndio, que destruiu 1200 barracos, deixou centenas de desabrigados, dezenas de feridos e um número de mortos, oficialmente admitido como 93, mas que devido ao grande número de desaparecidos, talvez nunca venha a ser precisamente conhecido, [9]. Apesar da possível gravidade de suas conseqüências, o rompimento de tubulações, com o vazamento de líquidos e gases combustíveis ou tóxicos, continua figurando, quase que semanalmente no noticiário dos jornais e muito pouco tem-se feito para que tragédias como a de Vila Socó não se repitam.

Assim como os casos mencionados acima, poder-se-ia citar centenas de outros casos ao longo da história, onde as conseqüências de falhas de estruturas cilíndricas soldadas foram catastróficas, [10], [11], [12].

### 1.3 - ESCOPO DO TRABALHO

O objetivo principal deste estudo é o desenvolvimento de uma metodologia de análise de fratura em estruturas cilíndricas que permita considerar os defeitos de soldagem, em particular as trincas e as tensões residuais. Para tanto, é desenvolvido um modelo teórico-computacional, que permite a análise de fratura em estruturas metálicas cilíndricas, nas quais os defeitos introduzidos pela soldagem são considerados. O modelo de análise é fundamentado no Método dos Elementos Finitos, onde um elemento plano de trinca é utilizado para representar a singularidade ( $r^{-1/2}$ ) na extremidade da trinca, sendo "r" a distância da ponta da trinca a um ponto em estudo. A possibilidade de se aplicar um carregamento distribuído, nas faces da trinca desse elemento, permite a estimativa dos Fatores de Intensificação de Tensões ( $K_I$  e  $K_{II}$ ), quando da existência de um campo de tensões residuais, ocasionado pela soldagem de estruturas cilíndricas. O desenvolvimento teórico do elemento plano de trinca, feito anteriormente por este autor na Referência [13], é neste estudo adaptado a fim de possibilitar a utilização de distribuição parabólica de tensões sobre a superfície de trinca. A Figura 1.1 apresenta, de forma esquemática, a sequência das diversas etapas desenvolvidas neste estudo.

Após a breve introdução ao estudo, feita neste capítulo, o Capítulo II aborda o problema das imperfeições introduzidas na estrutura pela soldagem, ou dos defeitos de soldagem, como é simplesmente referido, dando ênfase ao problema das trincas, da fragilização do material, e da distribuição das Tensões Residuais. A seguir, no Capítulo III, são apresentadas algumas considerações de caráter geral sobre a análise de fratura, onde são enfocadas as metodologias para controle de fratura e de forma resumida a

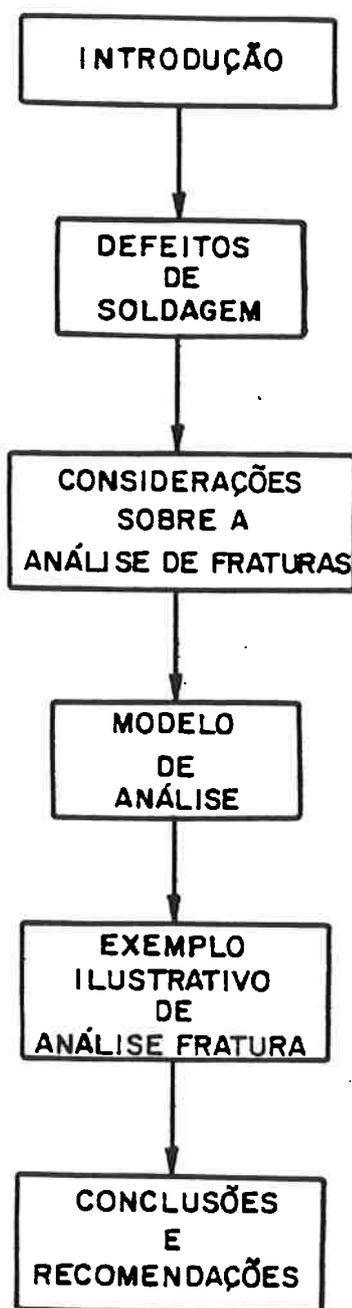


FIGURA 1.1 - Representação Esquemática da Sequência do Estudo

teoria de Mecânica de Fraturas. No Capítulo IV é proposto o modelo de análise baseado no Método dos Elementos Finitos. No Capítulo V, o modelo proposto é utilizado na análise de fratura de um vaso de pressão nuclear, e, finalmente no Capítulo VI são apresentadas as conclusões deste estudo, assim como recomendações para estudos futuros.

## CAPÍTULO II

IMPERFEIÇÕES INTRODUZIDAS NA ESTRUTURA PELA SOLDAGEM2.1 - INTRODUÇÃO

Apesar dos inúmeros e significativos aprimoramentos ocorridos na tecnologia de construção de estruturas metálicas, durante as últimas décadas, ainda não se conseguiu eliminar as imperfeições introduzidas na estrutura pela soldagem. Essas imperfeições podem ser classificadas em três tipos:

- (i) Defeitos físicos, tais como: trincas; poros; incrustações; etc.
- (ii) Alteração das propriedades metalúrgicas e mecânicas do material na zona de solda.
- (iii) Tensões e Deformações Residuais.

Pode-se dizer que essas imperfeições sejam inerentes à própria solda, no entanto, através da análise e subsequente adoção de técnicas de fabricação e inspeção apropriadas, deve-se procurar minimizá-las, a fim de que não representem risco para a segurança estrutural.

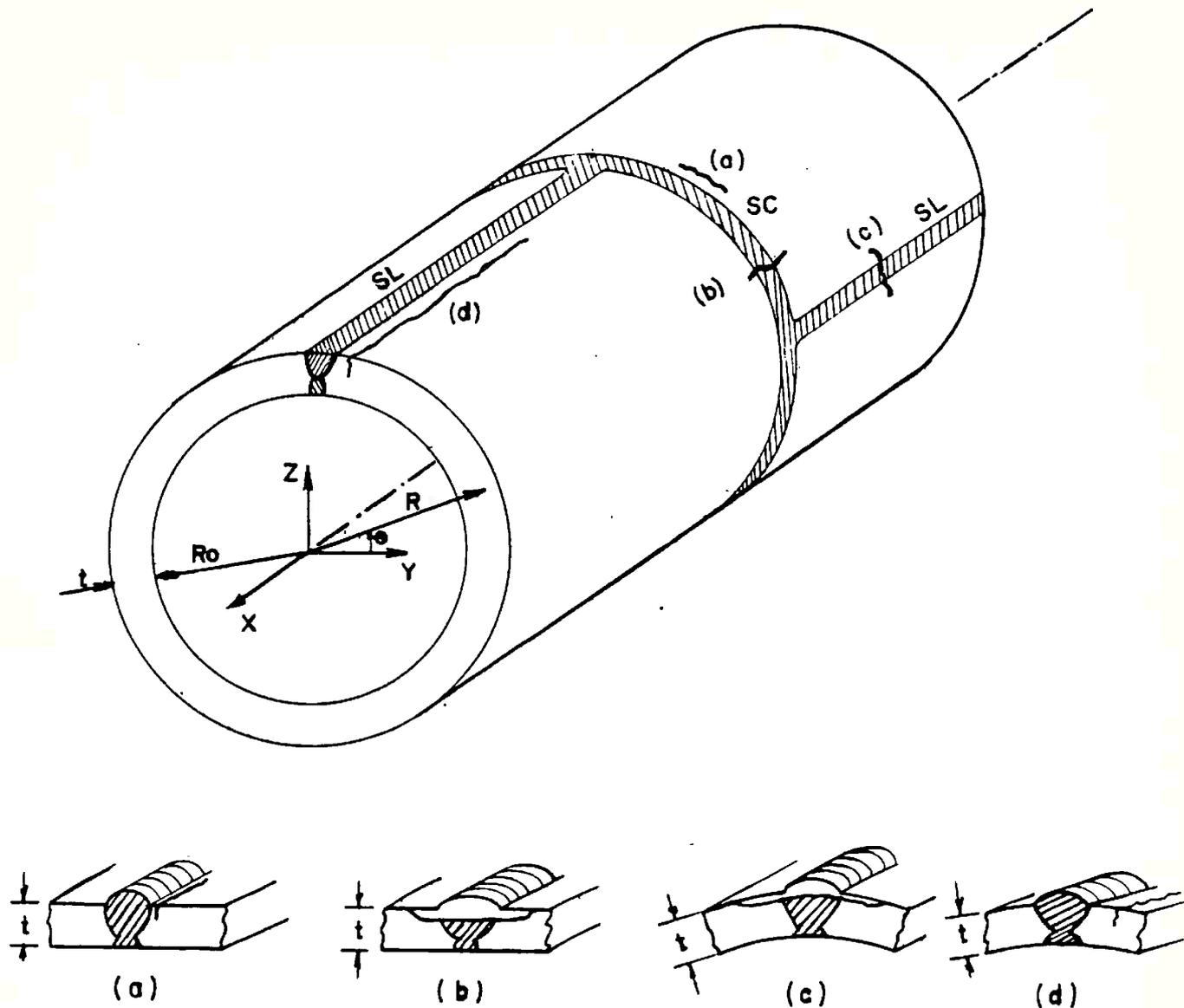
Neste trabalho, são enfocados apenas as imperfeições que têm influência preponderante no fenômeno de fratura frágil de estruturas cilíndricas soldadas, ou seja, defeitos físicos do tipo trinca, fragilização do material devido à soldagem, que pode ser quantificado pelo Fator de Intensificação de Tensões Crítico do material junto à solda, e a distribuição de tensões residuais.

## 2.2 - TRINCAS

Entre os defeitos físicos, as trincas são as que merecem maior atenção. As trincas podem surgir durante o processo de soldagem, durante o tratamento térmico, imediatamente após a soldagem, ou - se a união soldada se encontra submetida à esforços variáveis, vibração ou ambientes corrosivos - durante o período inicial de trabalho. É também freqüente durante a vida da estrutura soldada, o desenvolvimento de trincas a partir de outros defeitos físicos de soldagem, tais como: mordeduras, poros, incrustações, etc.

Os estudos que enfocam o problema das trincas em soldas são usualmente divididos em Metalúrgicos e Mecânicos. Os estudos Metalúrgicos concentram-se nos aspectos de formação de trinca, durante e imediatamente após soldagem, quando as trincas recebem inclusive denominações como "trinca à quente", caso tenham se formado à temperatura acima de 200°C, e "trinca à frio", caso tenham se formado abaixo dessa temperatura. Os estudos Mecânicos pressupõem a existência da trinca, não se preocupando como a mesma foi formada, e enfocam o problema sob o aspecto de sua propagação, quando submetidas a um determinado campo de tensões, [14].

Neste trabalho, o problema será enfocado sob o aspecto puramente mecânico, ou seja, serão consideradas trincas com dimensões, configurações e posicionamentos que ocorrem na prática. A propagação dessas trincas será estudada para campos de tensões compostos pelas tensões residuais e pelas tensões geradas por carregamentos externos. A Figura 2.1 apresenta uma estrutura cilíndrica soldada, onde é evidenciado o posicionamento de várias



### Legendas

SL. Solda Longitudinal ou Axial

SC. Solda Circunferencial

(a) Trinca Circunferencial na Zona Termicamente Afetada de uma SC

(b) Trinca Longitudinal, perpendicular a uma SC

(c) Trinca Circunferencial, perpendicular a uma SL

(d) Trinca Longitudinal na Zona Termicamente Afetada de uma SL

FIGURA 2.1 - Estrutura Cilíndrica Soldada Típica com Trincas Posicionadas junto às Soldas

trincas com relação às juntas soldadas. No capítulo seguinte serão feitas considerações sobre a análise de fratura frágil para cada um desses casos.

### 2.3 - FRAGILIZAÇÃO

A junta soldada contém três zonas metalurgicamente distintas: Zona Fundida ou Metal de Solda, Zona de Ligação ou Linha de Fusão e Zona Termicamente Afetada (ZTA). Além disto, a junta soldada é contígua ao metal base, o qual pode ser afetado pelo o que ocorre nas diversas zonas da junta soldada. As propriedades mecânicas perto e na junta soldada variam ponto a ponto e são geralmente diferentes das do metal base. Por este motivo, é extremamente difícil tratar o problema, tanto sob o enfoque teórico como experimental. Literalmente, fragilização significa tornar o material quebradiço, fazendo com que o mesmo tenha uma baixa Resistência à Fratura e uma baixa Tenacidade Contra a Fratura, denominações estas que serão consideradas sinônimas. A Fragilização que ocorre devido à soldagem, é usualmente determinada pela composição química do metal base e de solda, e pelos ciclos de aquecimento e resfriamento resultantes da soldagem ou do tratamento de pós-aquecimento.

A presença de elementos estranhos na composição química do metal base ou de solda, acima de um valor crítico pode ocasionar a Fragilização do material. Sob este aspecto, o maior promotor da fragilização do material é o Hidrogênio. Absorvido da atmosfera à alta temperatura no estado atômico (H) pelo metal de solda e pelo metal base na Zona Termicamente Afetada, o Hidrogênio é um promotor de Fragilização do tipo intersticial, assim como do tipo substitucional, uma vez que a difusão do Hidrogênio através do reticulado cristalino do Ferro é razoavelmente mais rápida

do que a dos elementos liga, alterando assim de forma detri-  
mental a estrutura cristalina do aço, [15].

Os ciclos térmicos de aquecimento e resfriamento, ocasionados pela soldagem, têm influência primordial na micro-estrutura da junta soldada, fazendo com que a fragilização ocorra. A variação da micro-estrutura nestes casos, é fundamentalmente função de dois fatores:

- (i) formação de Austenita
- (ii) velocidade de resfriamento

A formação de Austenita através de uma junta soldada, pode ser melhor compreendida com a ajuda da Figura 2.2, que apresenta de forma esquemática, no seu lado esquerdo, uma junta soldada de um aço carbono comum (0,30% C) com a correspondente distribuição de temperaturas máximas, quando da soldagem, e no seu lado direito, o Diagrama de Equilíbrio Fe-C, [16]. Por esta figura pode-se constatar que todo o metal de solda e as regiões da ZTA denotadas pelos números de 1 a 4 são aquecidas até temperaturas onde o metal é parcialmente ou totalmente transformado em Austenita. O mesmo não ocorre com a região à esquerda da linha denotada pelo número 5, onde a temperatura máxima de soldagem não atinge a temperatura A1 (723°C), que é a temperatura de austenitização no Diagrama de Equilíbrio Fe-C. Com o subsequente resfriamento do metal, as propriedades mecânicas da zona de solda são determinadas pela velocidade de resfriamento, que é a principal responsável pela transformação da Austenita. A transformação da Austenita em função da velocidade de resfriamento, com a formação de Martensita Perlita, Bainita, etc, que são tipos de estruturas cristalinas com diferentes graus de fragilidade, é estudada pelos diagramas TTT - Diagrama de Transformação Tempo-Temperatura, ou pelos Diagramas CCT - Diagrama de

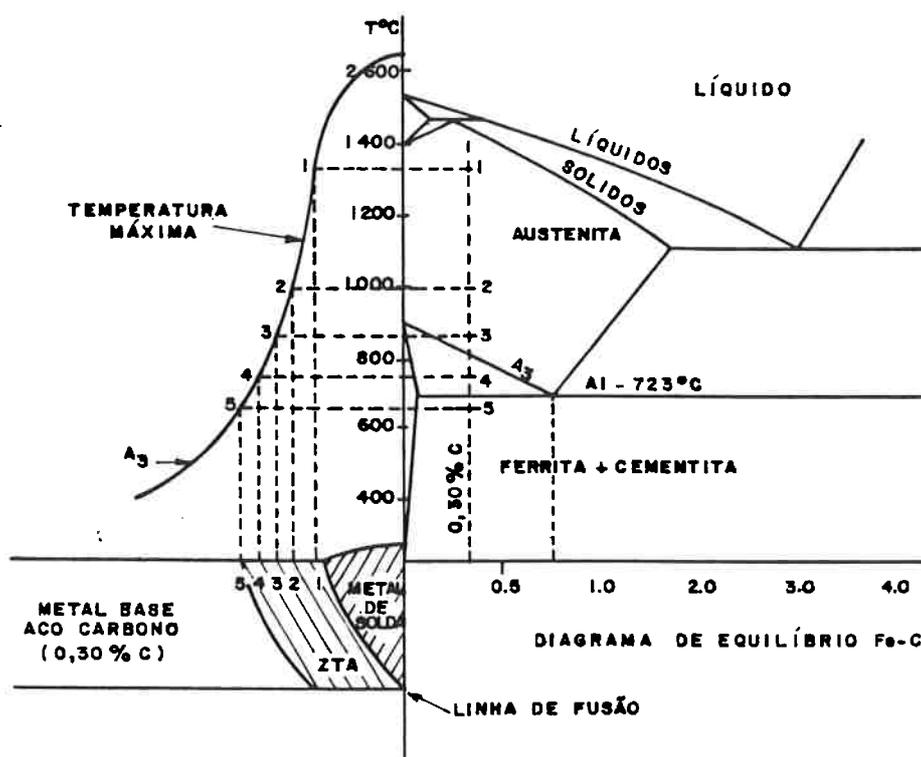


FIGURA 2.2 - Relação entre a distribuição de temperaturas máximas nas várias regiões da junta soldada e o diagrama de equilíbrio Fe-C.

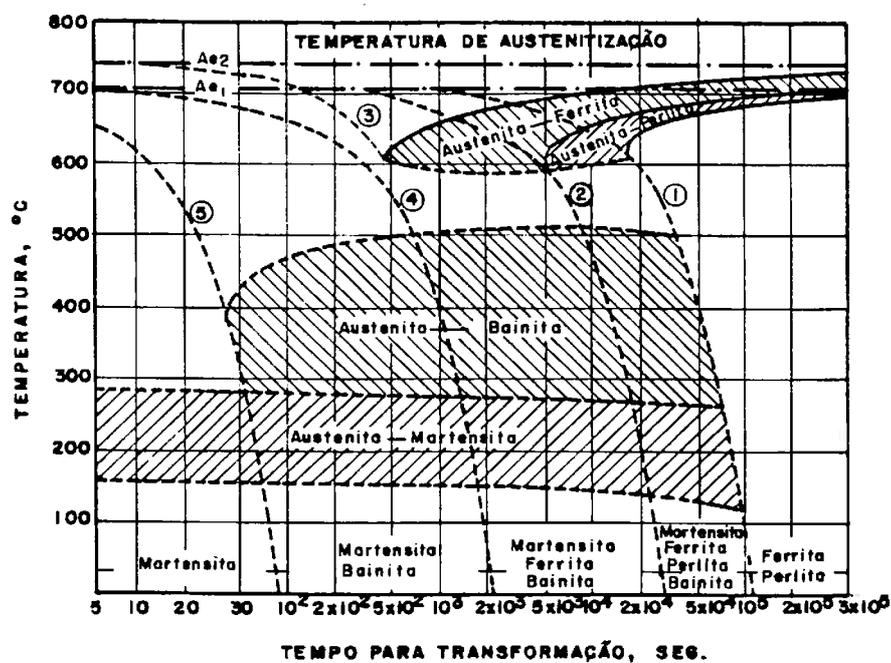


FIGURA 2.3- Diagrama CCT com cinco curvas de resfriamento diferentes, de modo a indicar as várias microestruturas que podem ser obtidas.

Transformação por Resfriamento (Cooling) Contínuo. Um exemplo deste último diagrama é apresentado na Figura 2.3, onde são mostradas cinco curvas de resfriamento, induzindo à formação de estruturas cristalinas diferentes, [18].

Apesar do conceito de Fragilidade ser bem definido, a sua quantificação não o é. Dureza, Limites de Resistência ao Escoamento e à Ruptura, Tenacidade e Alongamento sob Tração, são apenas algumas das grandezas que podem ser utilizadas para quantificar a Fragilidade, mas que normalmente apresentam alguns inconvenientes.

A Figura 2.4 apresenta de forma esquemática, os resultados de ensaios de dureza através de uma junta soldada, para os casos de soldagem com e sem pré-aquecimento, [16]. Pode-se observar pela Figura 2.4 que os maiores valores de dureza ocorrem na ZTA nas proximidades da Linha de Fusão, e, além disso, que o pré-aquecimento da junta soldada, apesar de aumentar a área da Zona Termicamente Afetada, ocasiona uma diminuição sensível da dureza. Essa diminuição da dureza está de acordo com o exposto anteriormente, uma vez que o pré-aquecimento da junta soldada tem a tendência de diminuir a velocidade de resfriamento, fazendo com que a estrutura cristalina passe, por exemplo, de uma estrutura martensítica para uma estrutura composta de Martensita, Ferrita e Bainita (região entre as curvas 2 e 4 da Figura 2.3), que é usualmente uma estrutura cristalina menos dura e menos frágil. A Figura 2.5, além de apresentar resultados de testes de dureza, apresenta também o Limite de Ruptura, o Limite de Escoamento e o Alongamento através de uma junta soldada, obtidos por Ensaios Micro-Mecânicos [19]. Todos esses ensaios, inclusive o de dureza, por serem feitos de forma localizada, revelam apenas mudanças locais de propriedades. Já os ensaios mecânicos convencionais, (tração, compressão, dobramento, torção, etc) que utilizam corpos de provas maiores, usualmente refletem as

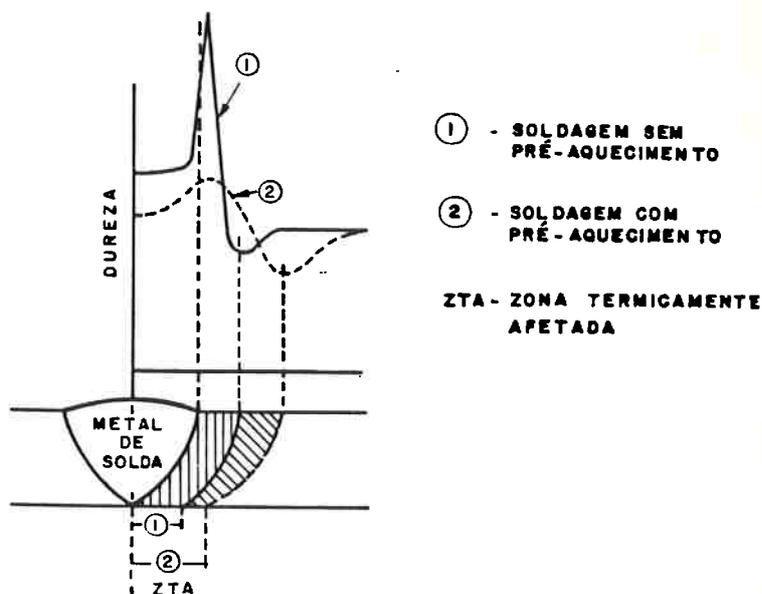


FIGURA 2.4 - Ilustração esquemática da distribuição de dureza numa junta soldada. Os resultados são apresentados para os casos de soldagem com e sem pré-aquecimento.

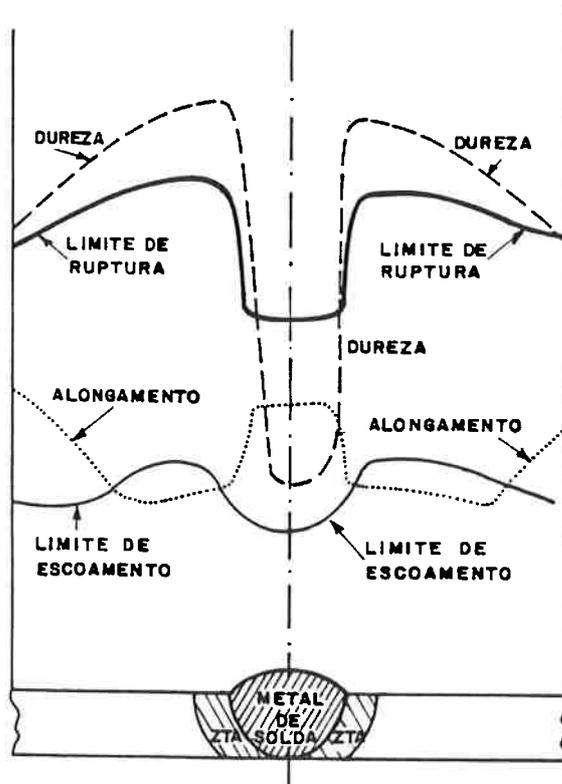


FIGURA 2.5 - Variação da dureza, limite de ruptura, limite de escoamento e alongamento numa junta soldada. Resultados obtidos através de ensaios micro-mecânicos.

propriedades mecânicas mínimas, sob as condições específicas de execução do ensaio (carregamento, dimensões e condições de apoio do corpo de prova).

Não obstante, todos os ensaios mencionados estarem relacionados com a Fragilidade, os seus resultados não são utilizados diretamente nos estudos que envolvem o fenômeno de Fratura, uma vez que esses ensaios específicos não levam em consideração a existência de trincas. Por este motivo, foram desenvolvidos ensaios especiais, onde são utilizados corpos de provas contendo uma ou mais trincas. O primeiro desses ensaios, apresentado em 1901 à "Société des Ingénieurs Civils de France", por G. Charpy, e conhecido simplesmente como Ensaio Charpy, é o ensaio de fratura mais utilizado atualmente, [20]. As características do corpo de prova Charpy e os procedimentos de ensaio foram mais tarde padronizados pela ASTM - American Society For Testing and Materials em sua norma E23 - Standard Methods For Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials. A Figura 2.6 apresenta esquematicamente, o corpo de provas utilizado no ensaio Charpy, assim como um gráfico com curvas mostrando o comportamento de diversos metais, [6]. Os resultados dos ensaios são apresentados em termos de Energia Absorvida, na quebra dos corpos de provas, em função da temperatura. A partir do Ensaio Charpy, muitos outros ensaios foram desenvolvidos, os quais se preocupavam da fragilização do material, mas para geometrias e condições de solicitação específicas. Em vista disto, a ASTM desenvolveu e apresenta em sua norma E 399-74, um método de teste para a obtenção da Tenacidade contra a Fratura (Fracture Toughness) quantificadas pelos Fatores de Intensificação de Tensões Críticas ( $K_{IC}$ ,  $K_{IC}$  e  $K_{IC}$ ).

A Tenacidade contra a Fratura como estabelecida pela ASTM passa a ser então uma propriedade do material, independente da geometria e da solicitação, e a sua magnitude

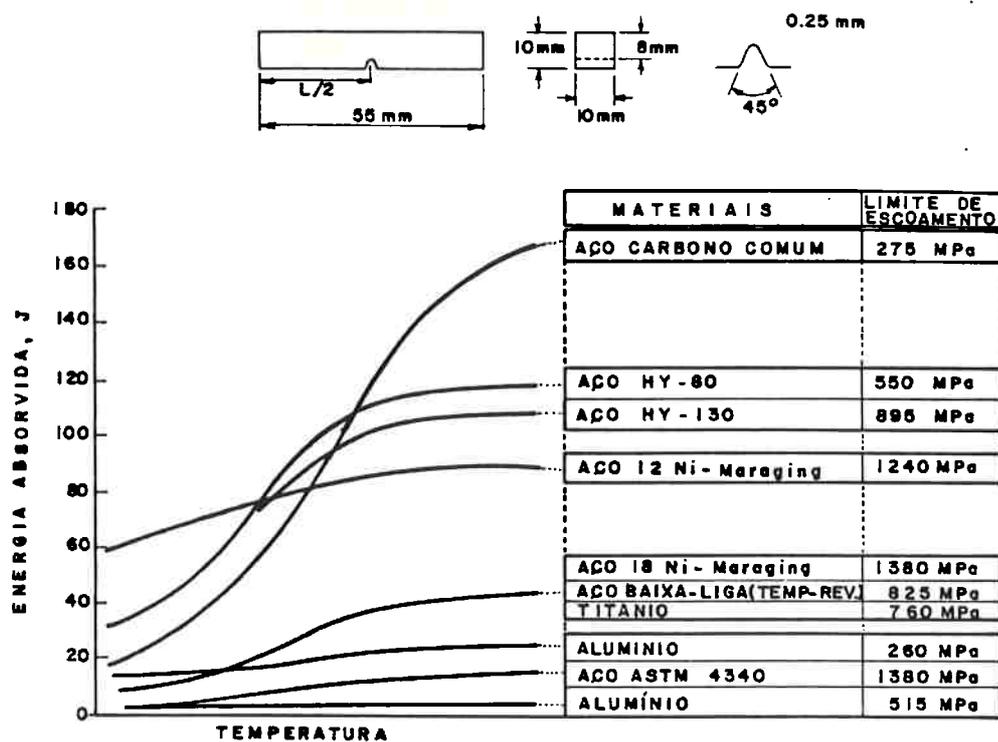


FIGURA 2.6 - Representação esquemática do corpo de provas do Tipo Charpy e gráfico com curvas mostrando o comportamento da energia absorvida para quebra do corpo de prova em função da temperatura para diversos metais.

- A - LONGITUDINAL
- B - TRANSVERSAL
- C - LONGITUDINAL PLANO
- D - TRANSVERSAL PLANO
- E - TRANSVERSAL CURTO

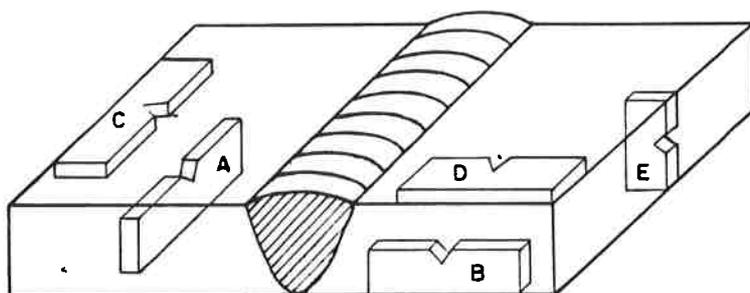


FIGURA 2.7 - Posição e orientação de corpos de provas com relação a uma junta soldada de topo.

representa a resistência para a propagação de uma trinca de modo frágil. A Tenacidade contra a Fratura é normalmente descrita em termos do Fator de Intensificação de Tensões obtido estaticamente, nas condições de estado plano de tensões ( $K_c$ ) ou de estado plano de deformações ( $K_{Ic}$ ), o qual, se obtido dinamicamente com carga de impacto passa a denominar-se ( $K_{Ib}$ ).

Devido à falta de homogeneidade e isotropia introduzida pela solda, e a fim de obter resultados que representem fidedignamente o comportamento quanto à Fratura Frágil da estrutura, os corpos de prova para a realização dos ensaios para a obtenção da Tenacidade contra a Fratura, têm que ser extraídos das diversas regiões que compõem a junta soldada, considerando-se, também, a direção do corpo de prova e da trinca com relação à junta soldada. A Figura 2.7 exemplifica o exposto, apresentando esquematicamente a posição e orientação de corpos de provas e dos entalhes com relação a uma junta soldada de topo.

#### 2.4 - TENSÃO RESIDUAL

A soldagem de estruturas metálicas introduz uma complexa distribuição de Tensões Residuais na estrutura. As tensões se desenvolvem devido à falta de liberdade de mudança dimensional do material, quando o mesmo é aquecido e resfriado durante a soldagem. Na soldagem, a porção do metal de solda, que originalmente foi aquecido à temperaturas maiores, tende a se contrair mais do que o metal das outras áreas, mas esta contração é obstada pelas partes mais frias da solda e da estrutura, o que faz com que a diminuta porção de solda em questão, seja submetida à tensões de tração, fazendo com que em alguma parte da estrutura o material esteja sendo submetido à tensões de compressão. Enfocando o problema de uma forma simplista, o fenômeno acima descrito

ocorre, com menor ou maior intensidade nas três direções principais relativas a uma junta soldada, isto é, nas direções paralela e transversal da solda e na direção da espessura. A soldagem através de vários passes de solda e a própria dimensionalidade do cordão de solda, onde a superfície do cordão resfria primeiro que o seu interior, são fatores que fazem com que a distribuição das Tensões Residuais numa junta soldada, seja extremamente complexa, podendo mesmo a vir ocorrer tensões residuais de tração e compressão através do pequeno espaço compreendido pela seção transversal de um cordão solda. Para se procurar ter um melhor entendimento fenomenológico das Tensões Residuais, as mesmas são subdivididas em duas componentes: Reação e Local.

As Tensões Residuais de Reação são tensões elásticas, que são aliviadas quando as soldas são extraídas da estrutura. A magnitude destas tensões é função da rigidez da estrutura e das deformações que ocorrem na junta soldada, ou seja, contração transversal, contração longitudinal e deformação angular da solda. Estas deformações podem variar ao longo do comprimento da solda e são funções do procedimento de soldagem adotado e da rigidez da estrutura.

As Tensões Residuais Locais estão relacionadas principalmente com as propriedades dos materiais da junta soldada, apesar dos parâmetros estruturais e de soldagem também afetarem a distribuição das Tensões Residuais. As mudanças dimensionais de natureza metalúrgica, tal como a expansão associada com a transformação de austenita em perlita ou martensita, são as principais fontes de Tensões Residuais Locais. O valor máximo das Tensões Residuais Locais geralmente atinge o Limite de Escoamento do material.

Concluindo, pode-se dizer que as Tensões Residuais de Reação são aquelas que envolvem grandes volumes de material e grandes quantidades de energia, ao contrário das

Tensões Residuais Locais, que têm uma área reduzida de ação. Obviamente, sob o enfoque estrutural, busca-se a avaliação do estado de tensões total e não das suas componentes locais e de Reação. No entanto, a perfeita compreensão do mecanismo de formação das componentes, Reação e Local, permite a elaboração de modelos teórico-computacionais e do desenvolvimento de ensaios experimentais mais realistas, que sem dúvida conduzem à avaliações das Tensões Residuais de forma mais precisa. Por exemplo, se na realização de ensaios experimentais forem considerados corpos de prova de pequenas dimensões, quando comparadas com as da estrutura, as Tensões Residuais avaliadas serão apenas as locais, sendo desprezadas as Tensões Residuais de Reação. A fim de que isto seja evitado, deve-se utilizar, nos ensaios experimentais, corpos de prova maiores, onde a atuação da rigidez da estrutura sobre a junta soldada seja considerada. Exemplos de ensaios deste tipo são apresentados na Referência, [22].

A estimativa das Tensões Residuais em estruturas soldadas, por métodos teórico-computacionais vem sendo o objeto da atenção de vários autores, [23], [24], [25] e [26], mas com resultados que podem ser considerados apenas regulares. Contribuem para isto, o fato do desenvolvimento das Tensões Residuais ser um dos mais complexos problemas conhecidos na Engenharia. Considerações sobre a influência do formato da poça de fusão e da transmissão de calor através da superfície da solda e da estrutura, no desenvolvimento de modelos puramente analíticos para a avaliação de deformações e tensões residuais, durante e após a soldagem, tornam o problema extremamente complexo. A utilização de procedimentos teórico-computacionais aproximados para o cálculo das Tensões Residuais, como os que usam o Método dos Elementos Finitos, tem sido a tendência mais usada pelos pesquisadores, apresentando, inclusive, para alguns casos simples, resultados satisfatórios. No entanto, a análise de juntas e estruturas reais é praticamente inviável, uma vez

que requer a utilização de elementos elasto-plásticos tridimensionais, de propriedades dependentes da temperatura e da história do carregamento térmico com o tempo para cada passe de solda. Isso ocorre, primeiro, porque os recursos computacionais requeridos para a solução ideal (acima delineada) são proibitivos, e, em segundo lugar, porque é questionável a utilização de uma análise tão detalhada, quando considera-se o atual nível de conhecimento do comportamento dos materiais sob condições extremas de carregamento térmico, [23], [26].

Em vista do exposto, os métodos experimentais são os mais utilizados para a avaliação das Tensões Residuais em estruturas e peças soldadas em geral. Basicamente, os métodos experimentais podem ser de dois tipos. O método do relaxamento de tensões, que utiliza, por exemplo, extensômetros de resistência elétrica para a obtenção das deformações, com as quais se calculam as Tensões Residuais; a necessidade de se danificar a estrutura, faz com que sejam normalmente utilizados corpos de prova que simulem as condições reais da estrutura. O segundo método, este já não destrutivo, baseia-se no conceito da difração de Raio-X nos planos da estrutura cristalina do material; este método no entanto, permite avaliar a Tensão Residual apenas junto à superfície da junta soldada ou da estrutura, [12].

Apesar da magnitude das Tensões Residuais variar com o tipo de material, com o procedimento de soldagem e com a geometria da estrutura, a distribuição das Tensões Residuais tem um comportamento típico, praticamente independente dessas variações. Nas Figuras 2.8 e 2.9 procura-se apresentar casos de distribuições típicas de Tensões Residuais. Na Figura 2.8 são apresentadas, para o aço carbono comum SAE 1020 e para o aço alta resistência AISI 4130, as distribuições de Tensões Residuais nas direções paralela (x) e transversal (y) às juntas soldadas de duas chapas planas

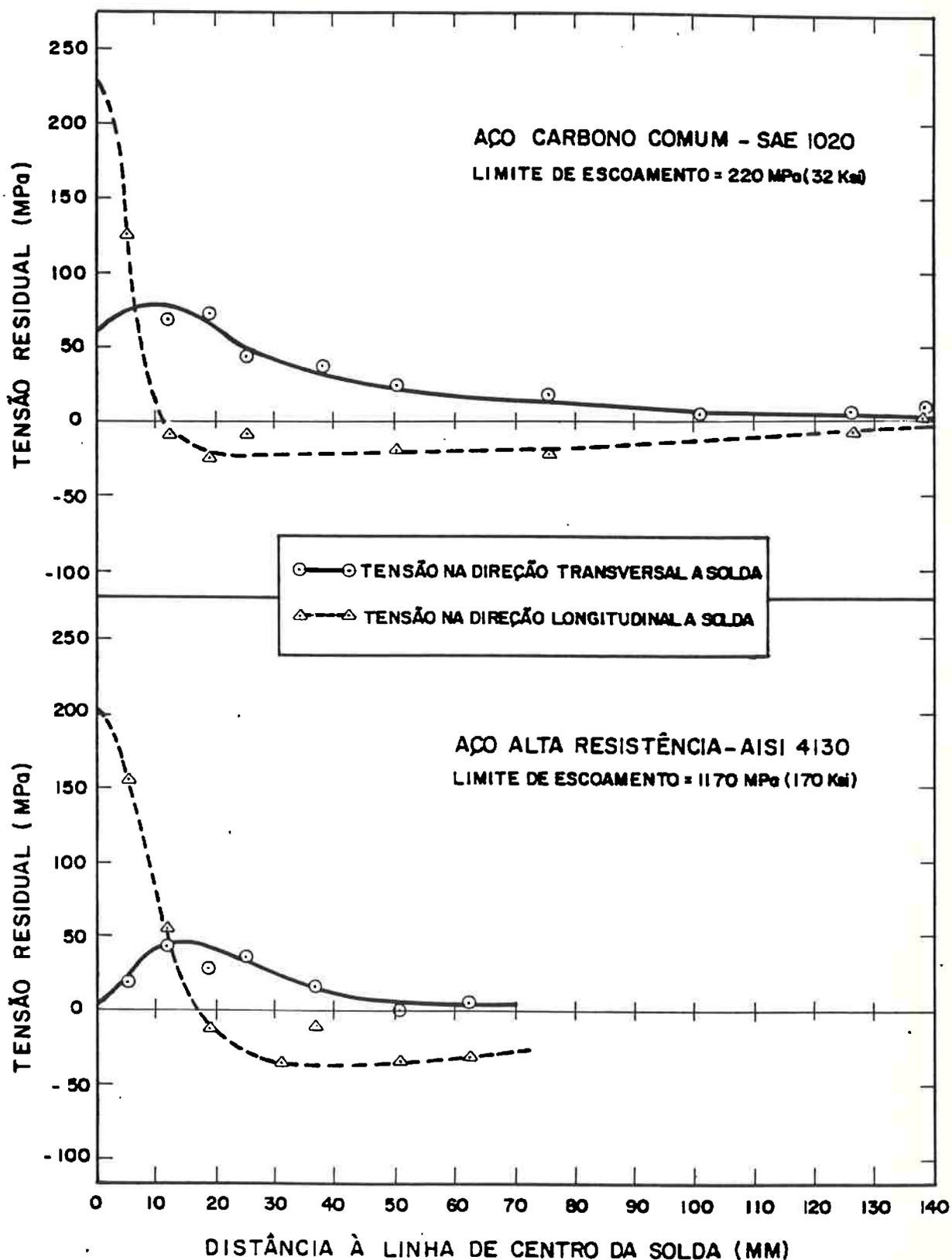


FIGURA 2.8 - Distribuição de Tensões Residuais para Juntas de Topo Soldadas à LASER dos Aços SAE 1020 e AISI 4130.

com 6,35 mm (1/4 pol) de espessura. Devido à relativa pequena espessura das chapas e ao fato da solda ter sido executada com apenas um passe pelo processo LASER, as variações na distribuição das Tensões Residuais ao longo da espessura foram insignificantes. A distribuição de Tensões Residuais foi obtida experimentalmente pelo método de Relaxamento das Tensões, utilizando extensômetros de resistência elétrica, [27].

A Figura 2.9, por sua vez, apresenta as distribuições ao longo da espessura das Tensões Residuais na direção transversal ( $y$ ) e sobre as linhas de centro das soldas de duas chapas planas de aço temperado-revenido HY 130, uma com espessura de 22,2 mm (7/8 pol) e a outra com 25,4 mm (1 pol), após terem sido soldadas pelo processo com proteção gasosa (GMAW - Gas Metal Arc Welding) através de 10 e 13 passes de solda respectivamente, [13]. Para a obtenção da distribuição das tensões ao longo da espessura, foi utilizado o Método de Rosenthal-Norton, [28], que utiliza de extensômetros de resistência elétrica e é fundamentado no Método de Relaxamento das Tensões. Como pode ser constatado na Figura 2.9, as Tensões Residuais variam significativamente ao longo da espessura, o que pode ser creditado à fatores como a maior espessura das chapas de aço, a geometria das juntas (em "X") e à quantidade e dimensionalidade dos cordões de solda.

A distribuição de Tensões Residuais em Estruturas cilíndricas, sob o aspecto conceitual, difere muito pouco do que já foi exposto. Juntas soldadas no sentido axial, uma vez considerada a rigidez da estrutura, podem ser modeladas e interpretadas de forma idêntica às juntas de chapas planas. A diferença maior reside nas juntas circunferenciais, onde a deformação (encurtamento) da solda no sentido circunferencial induz uma diminuição localizada do diâmetro da estrutura cilíndrica, fazendo com que surjam

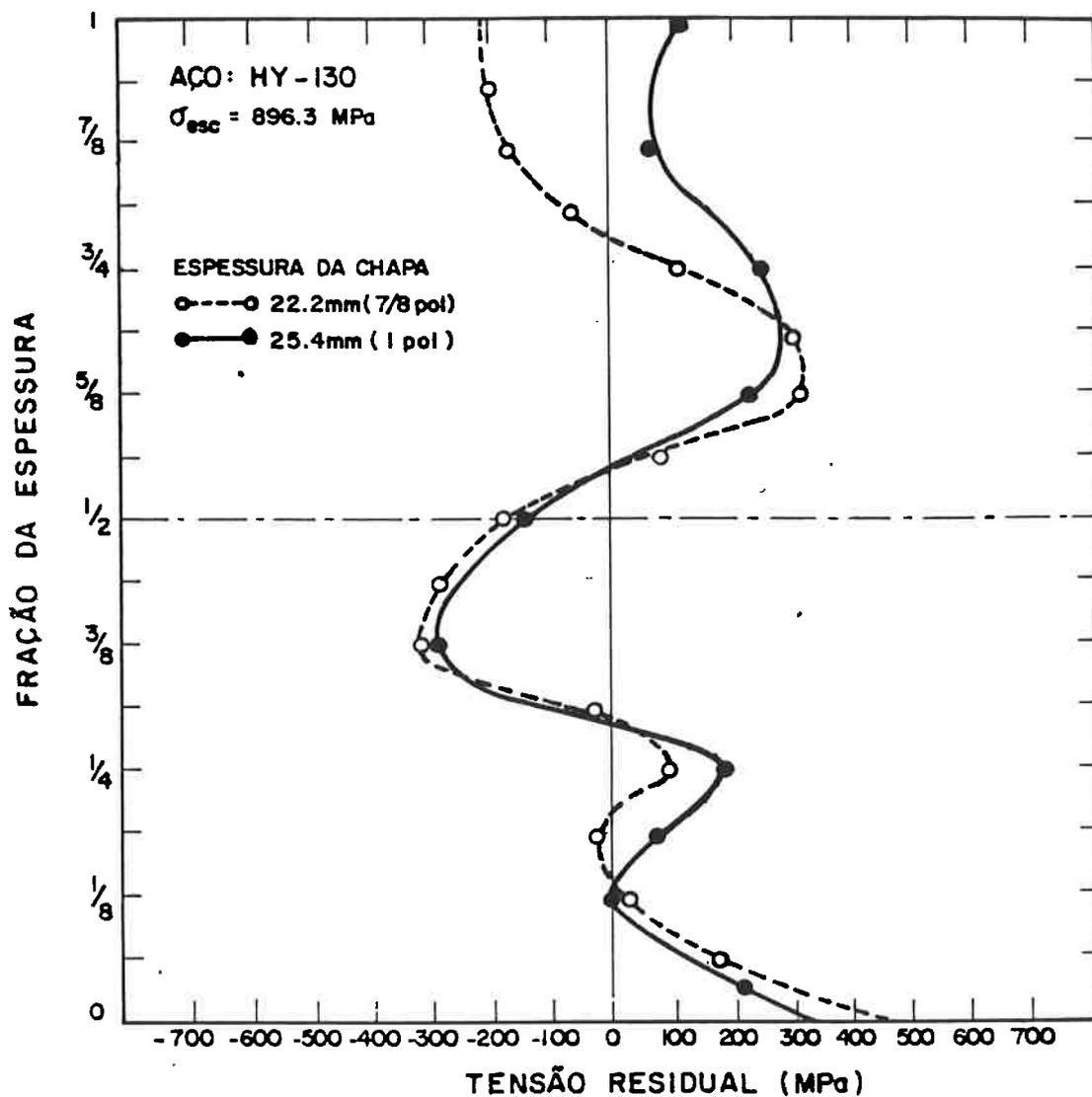


FIGURA 2.9 - Distribuição de Tensões Residuais através da Espessura na Direção Transversal à Junta Soldada do Aço HY-130.

distribuições circunferenciais de momentos fletores e forças cortantes. As deformações angulares ocasionadas pela soldagem circunferencial também propiciam o aparecimento de momentos fletores. Um fator complicador no estudo das Tensões Residuais nas juntas soldadas circunferencialmente é o efeito da seqüência de soldagem, no entanto esse efeito normalmente é desprezado supondo-se que seqüências apropriadas de soldagem tenham sido utilizadas, possibilitando a adoção de distribuições axissimétricas de tensões.

As mesmas considerações feitas em caráter geral, sobre a avaliação das Tensões Residuais também são válidas para as estruturas cilíndricas. Deve-se no entanto, dar especial atenção para as dificuldades de ordem geométrica, principalmente no caso de juntas circunferenciais.

O autor soviético Podstrigach desenvolveu, por meio de métodos energéticos e puramente analíticos, formulações que permitem estimar as Tensões Residuais em tubos cilíndricos soldados, conforme é apresentado por Osadchuk, [31]. No entanto, o estudo é muito limitado no que diz respeito à faixa de validade dos diversos parâmetros envolvidos, abordando como exemplo prático para verificação da análise, a soldagem de topo entre dois tubos com 0,3 mm de diâmetro e 0,0015 mm de espessura de parede, o que sem dúvida, não tem utilidade prática para engenharia de estruturas.

Na área Nuclear, onde ocorre grande aplicação de recursos no desenvolvimento de pesquisas, o Método dos Elementos Finitos tem sido utilizado na avaliação de Tensões Residuais em tubulações de grande porte, apresentando resultados que até podem ser considerados satisfatórios, [32], [33].

Com relação aos métodos experimentais, as técnicas utilizadas nas estruturas cilíndricas são as mesmas que para as chapas planas. A Figura 2.10 apresenta a distribuição de Tensões Residuais, no sentido circunferencial e longitudinal, numa solda de topo circunferencial entre dois cilindros de aço baixo carbono com 762 mm (30 pol) de comprimento, 762 mm (30 pol) de diâmetro, e 11 mm (7/16 pol) de espessura de parede, [12]. É interessante observar a diferença de comportamento entre as tensões residuais da superfície externa e interna no sentido longitudinal dos cilindros, demonstrando nitidamente que as tensões residuais variam ao longo da espessura. Para um vaso de Pressão Nuclear com espessura de parede igual a 300 mm e fabricado com o aço ASTM A336 GF22, Ueda, [12], estudou o comportamento das tensões residuais em uma junta soldada circunferencial; a Figura 2.11 apresenta distribuições, através da espessura, de tensões residuais no sentido longitudinal do vaso e em três pontos, sobre a linha de centro da solda e distando 40 e 60 mm da linha de centro. Essas distribuições de tensões residuais são utilizadas no Capítulo V para a obtenção aproximada da distribuição de tensões residuais do caso exemplo.

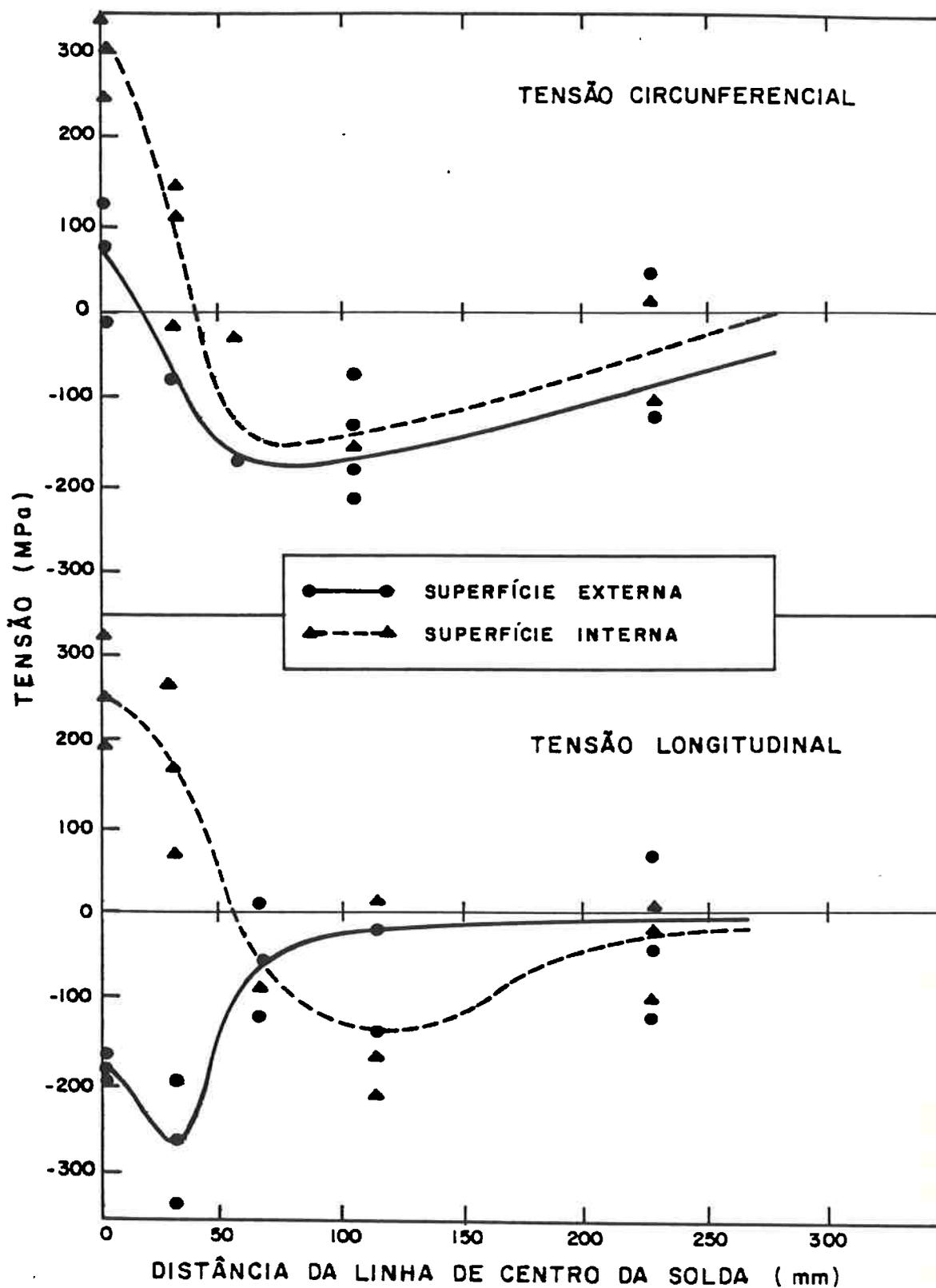


FIGURA 2.10 - Distribuição de Tensões Residuais numa Junta Soldada Circunferencial de um Tubo de Aço Baixo Carbono.

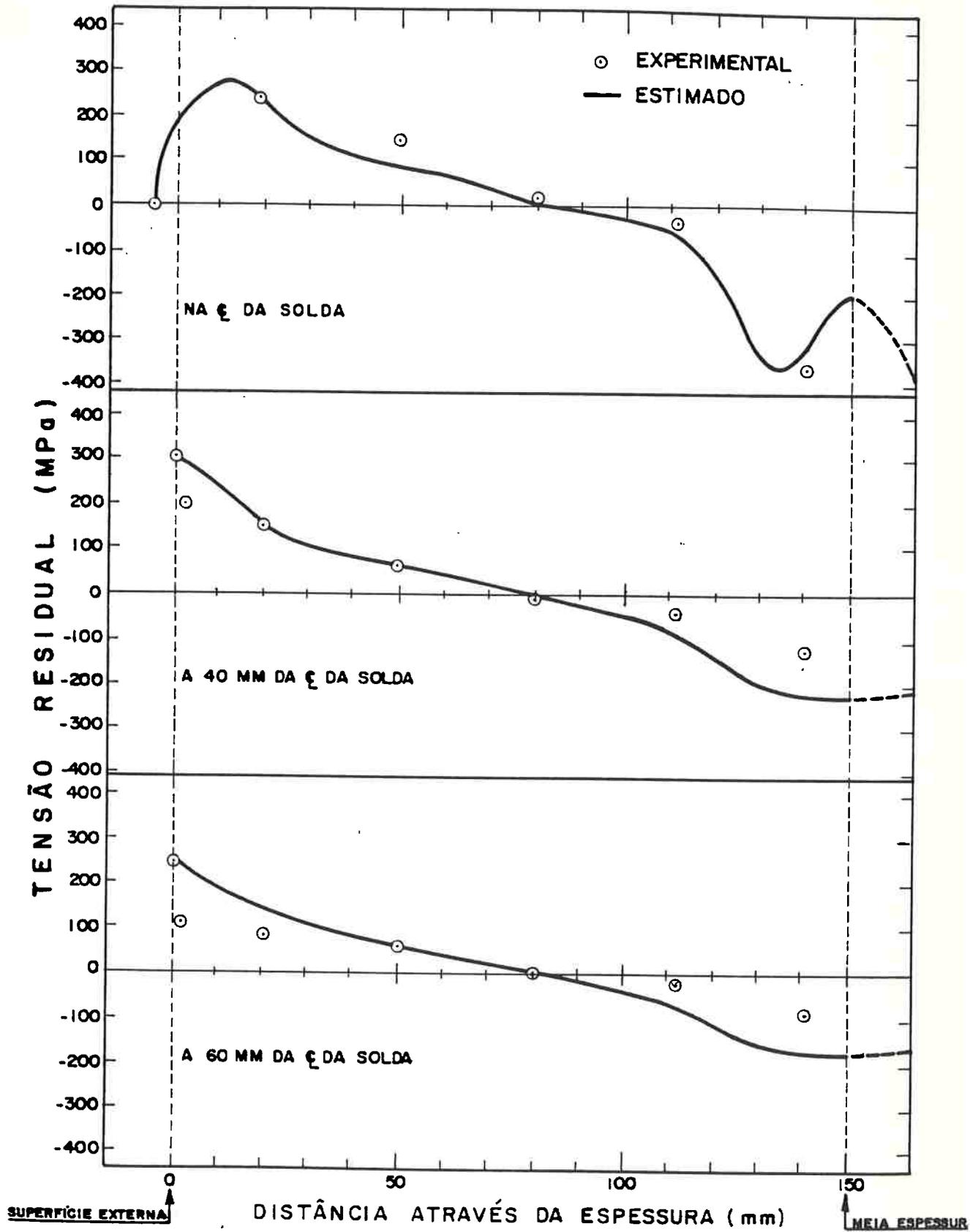


FIGURA 2.11 - Distribuição de Tensões Residuais através da Espessura de um Vaso de Pressão.

## CAPÍTULO III

CONSIDERAÇÕES SOBRE A ANÁLISE DE FRATURAS

... NO CHAIN IS STRONGER THAN  
ITS WEAKEST LINK.

DR. WATSON

3.1 - INTRODUÇÃO

A falha de uma estrutura metálica, em particular, uma estrutura cilíndrica soldada, pode ocorrer através de vários mecanismos. O termo "Falha da estrutura" é utilizado para definir a ocorrência de um evento de caráter estrutural, que impeça, de forma total ou parcial, a utilização da estrutura nas condições para a qual foi projetada. Em geral, as falhas em estruturas cilíndricas soldadas podem ocorrer através dos seguintes modos, [23], [34]:

- (i) Escoamento generalizado do material, ou deformação plástica excessiva ou ruptura plástica como resultado de um carregamento excessivo. A primeira preocupação do projetista e das normas é a verificação da segurança estrutural com relação a este modo de falha, o que se faz através da análise de tensões. Os recursos experimentais, teóricos e computacionais existentes atualmente, já garantem uma boa confiabilidade nos resultados da análise, para os mais diversos tipos de estrutura.
- (ii) Flambagem elástica ou inelástica. Pode ocorrer em elementos estruturais de plataformas

oceânicas, veículos submersíveis e vasos de pressão submetidos à pressões externas.

- (iii) Fluência. Ocorre principalmente em vasos de pressão e tubulações submetidos à elevadas pressões e temperaturas.
- (iv) Fratura Frágil. Ocorre principalmente em estruturas soldadas, devido a introdução pela soldagem de trincas, tensões residuais e da fragilização do material. Estruturas que também trabalham em baixa temperatura têm uma maior propensão à Fratura Frágil, tais como, tanques de gases liquefeitos de Petróleo ou Natural, tubulações que passam por regiões frias ou transportam material à baixa temperatura, e veículos submersíveis para grandes profundidades.
- (v) Fadiga. Mecanismo comum de ocorrer em estruturas soldadas com defeitos superficiais submetidas à carregamentos cíclicos, como é o caso da união de elementos estruturais cilíndricos das plataformas oceânicas, veículos submersíveis e vasos de pressão, tubulações industriais, etc.
- (vi) Corrosão, Corrosão sob Tensão e Corrosão sob Fadiga. Estes mecanismos são classificados como sendo aqueles afetados pelo ambiente. Tanques, Vasos de Pressão e Tubulações que trabalham (armazenam, movimentam ou transportam) com materiais corrosivos, plataformas e veículos submersíveis em ambiente marítimo são algumas das estruturas cilíndricas soldadas

que podem ser afetadas por estes modos de falha.

Todos esses mecanismos de falha, acima mencionados, apesar de também serem comuns às estruturas não soldadas, merecem atenção especial no caso das estruturas soldadas, uma vez que a introdução de imperfeições pela soldagem favorece a ocorrência dos mesmos. Em muitos casos, é comum a ocorrência da falha estrutural através de uma combinação de dois ou mais mecanismos, o que faz com que a análise do problema se complique. Por este motivo, é usual o estudo individualizado de cada mecanismo, para depois se estudar o efeito de um mecanismo sobre outro. Como já foi citado no capítulo anterior, este trabalho aborda o problema da Fratura, principalmente a Fratura Frágil, contudo, para uma melhor compreensão do fenômeno, outros mecanismos de falha, passíveis de ocorrer com a Fratura, são brevemente abordados.

### 3.2 - METODOLOGIAS PARA CONTROLE DA FRATURA

O controle da Fratura em estruturas soldadas tem consumido muitas horas de pesquisas e enormes quantias em dinheiro. São incontáveis os reparos desnecessários em soldas que são realizados em todo o mundo. Esta situação é resultado da inexistência de critérios racionais para aceitação ou não de defeitos em juntas soldadas. Muitas vezes a existência do defeito na estrutura é menos crítica do que os problemas introduzidos na estrutura, por técnicas de reparo não apropriadas. Por este motivo é que modernamente se procurou estabelecer metodologias de controle de Fratura, onde adotou-se uma filosofia de projeto considerando a "falha" e a "não falha", uma vez que nem sempre a existência de um defeito, ou a falha de um dos membros da estrutura representa a falha da estrutura.

Nos itens a seguir são apresentadas algumas das metodologias mais usuais de Controle de Fratura.

### 3.2.1 - Ensaio Charpy

Como já foi mencionado no Capítulo II, o Ensaio Charpy [20], desenvolvido em 1901, é o ensaio mais usado no Controle da Fratura de Estruturas Metálicas em geral. Uma vez que os resultados obtidos através do Ensaio Charpy são indicadores da Tenacidade contra a Fratura do material testado, estabeleceu-se limites de aceitabilidade da energia absorvida como critério para o controle da Fratura. Os níveis de energia absorvida levantados experimentalmente, foram os seguintes:

- (i) Temperaturas de Serviço que estivessem abaixo das obtidas através do índice de 13,56 J (10 ft-lb) propiciariam a INICIAÇÃO da Fratura, devido à presença de pequenas trincas.
- (ii) Temperaturas de Serviço que estivessem acima das obtidas através do índice de 27,12 J (20 ft-lb) assegurariam a CONTENÇÃO da Fratura, mesmo após iniciada, devido à elevada Tenacidade do metal.

Em função do exposto, impôs-se um limite de 20,34 J (15 ft-lb) como índice para obtenção da Temperatura de Transição. Este índice tornou-se um critério aprovado por vários órgãos normativos, por representar um padrão conservativo para a avaliação da maior Temperatura de Serviço em que a iniciação da Fratura Frágil possa ocorrer. A Figura 3.1 apresenta de forma esquemática, um diagrama da Energia Absorvida no Ensaio Charpy em função da Temperatura

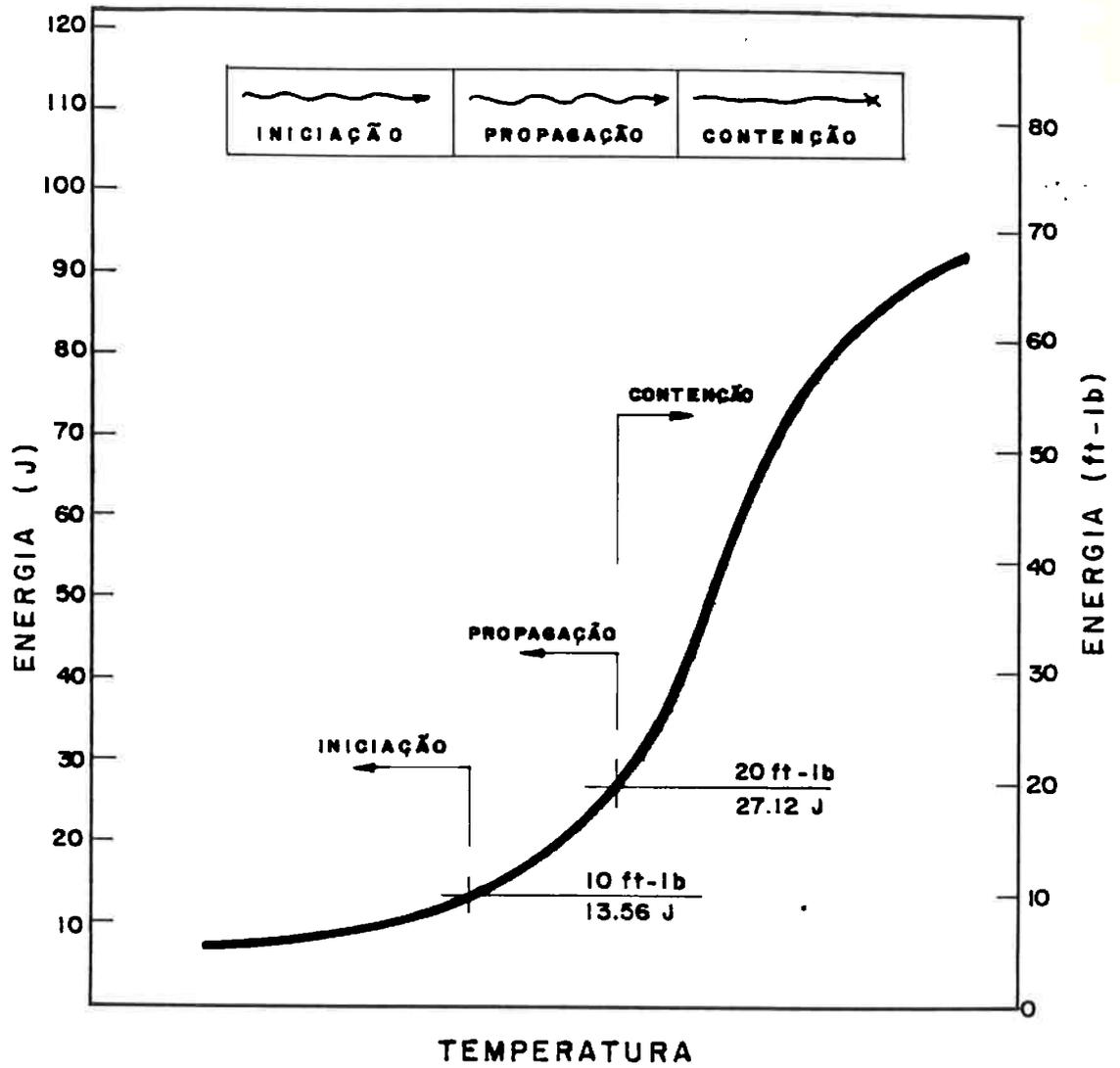


FIGURA 3.1 - Representação Esquemática de uma Curva de uma Curva de Ensaio Charpy.

indicando as regiões onde podem ocorrer Iniciação, Propagação e Contenção da Fratura Frágil.

Este método, apesar de muito utilizado, mesmo atualmente, apresenta uma série de inconvenientes. O primeiro deles é que esse critério é extremamente conservativo para aços com alta capacidade de absorção de Energia, como são os aços Liga ou os Temperado-Revenidos. É impossível considerar o efeito da espessura do material da estrutura sobre o comportamento da Fratura. Os resultados dos ensaios são baseados em trincas "manufaturadas" em Laboratório, e não numa trinca real, que introduz condições mais críticas na estrutura do que uma trinca de laboratório. E finalmente, o fato do Ensaio Charpy utilizar corpos de prova de pequenas dimensões (55 x 10 x 10 mm), onde características estruturais importantes para o controle da fratura são impossíveis de serem consideradas.

### 3.2.2 - Diagrama de Análise da Fratura

O Diagrama de Análise da Fratura (Fracture Analysis Diagram - FAD) desenvolvido por Pelline, [21], com base em muitos anos de estudos experimentais no Naval Research Laboratory da Marinha Americana. O FAD, como é simplesmente conhecido, relaciona, através de curvas parametrizadas por tamanho de trinca, a Tensão atuante na estrutura (ordenada) com a Temperatura de Serviço (abcissa). A Figura 3.2 apresenta um diagrama FAD, onde pode-se notar que as Temperaturas de Serviço, são quantificadas a partir da Temperatura NDT e a Tensão Aplicada em termos da Tensão de Escoamento, o que possibilita utilização de um mesmo FAD para um grande número de aços. Além da Temperatura de Transição NDT (Nil Ductility Transition Temperature) que é obtida pelo Teste "Drop Weight", também desenvolvido por Pelline, [21], e normalizado pela ASTM E 208-81, o FAD tam-

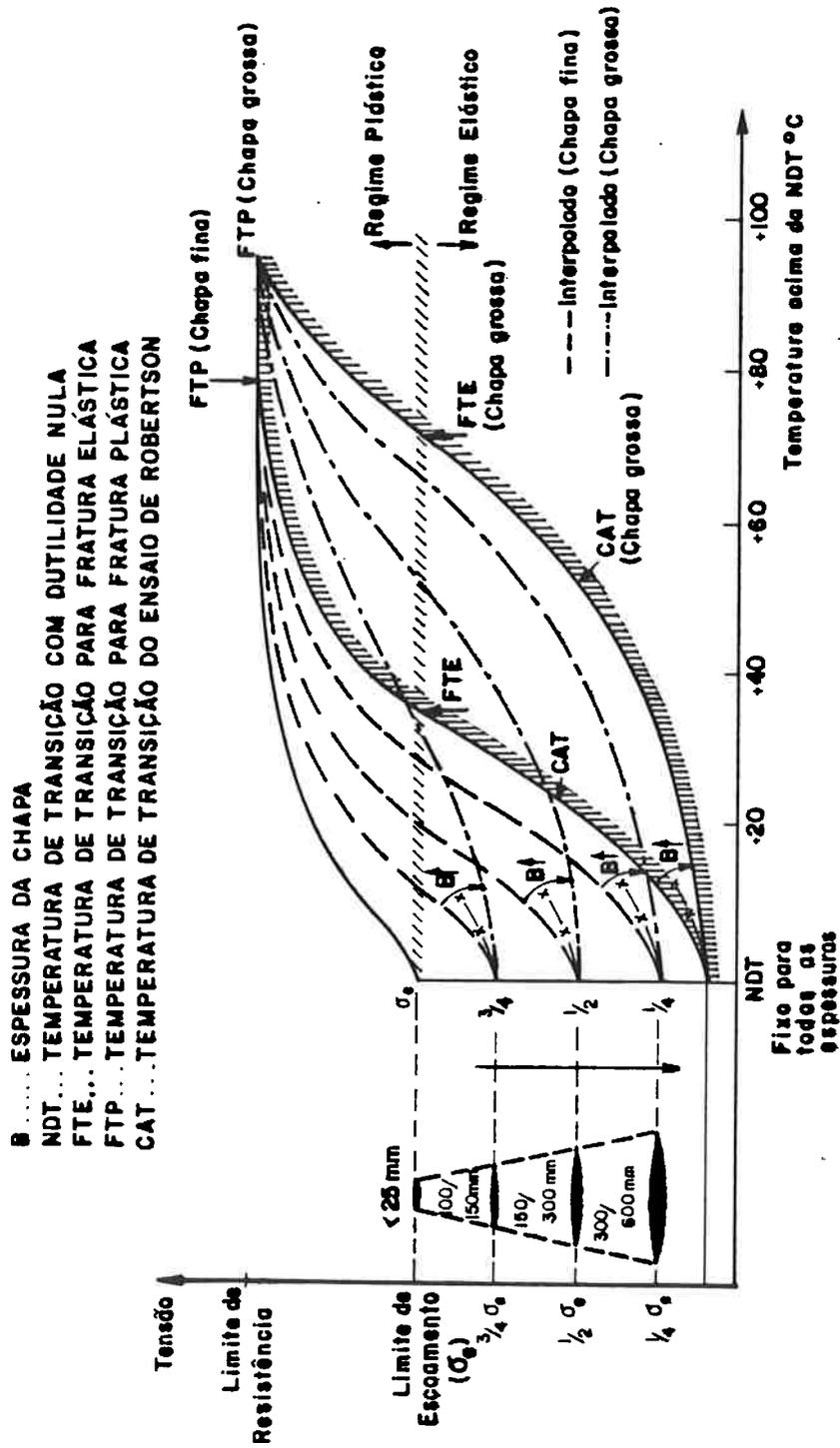


FIGURA 3.2 - Diagrama de Análise de Fratura (FAD).

bém trabalha com outras três temperaturas que são a FTE, a FTP e a CAT. As temperaturas de transição FTE e FTP são obtidas através de teste por explosão, conhecido como "Explosion Crack Starter Test", [21], onde FTE (Fracture Transition Elastic Temperature) é a temperatura mais elevada na qual o corpo de prova sofre fratura instável sob um campo de tensões elástica e FTP (Fracture Transition Plastic Temperature) é a temperatura onde a fratura ocorre inteiramente dúctil. A curva designada pela temperatura CAT (Crack Arrest Transition Temperature) é a temperatura de transição, para um determinado nível de Tensão Aplicada, em que a trinca é contida na sua propagação. A Temperatura CAT é obtida através do Ensaio de Robertson, que tem suas características descritas nas Referências [12] e [21]. Diagrama de Análise da Fratura (FAD) tem sido extensivamente utilizado como uma ferramenta no Controle da Fratura, relacionando testes de resistência à Fratura feitos em laboratórios com o desempenho de estruturas reais.

### 3.2.3 - Adequabilidade para o Serviço

Provavelmente, a mais recente tentativa para definir desempenhos aceitáveis de estruturas soldadas tem sido realizada através do Controle da Fratura pelo critério da Adequabilidade para o Serviço ou Adequabilidade para o Propósito (Fitness-For-Service e Fitness-For-Purpose). Considerando as condições atuais de controle da qualidade e do sistema de segurança de qualidade, o critério da Adequabilidade para o Serviço parece ser extremamente ambicioso, uma vez que a sua definição básica e que as condições adequadas para causar a falha da estrutura não serão atingidas, dado que haja uma margem de segurança para a deteriorização da estrutura durante o serviço, [35]. O critério da Adequabilidade para o Serviço é basicamente dividido em quatro partes, que são a seguir apresentadas:

- (i) Encontrar o Defeito;
- (ii) Determinar a Geometria do Defeito;
- (iii) Estabelecer dados sobre a Estrutura e a Junta Soldada, tais como:
  - Propriedades dos Materiais (Limite de Escoamento, Tenacidade à Fratura, etc);
  - Tensões Residuais, mecanismos de falha, etc;
- (iv) Estabelecer o Critério de Aceitabilidade, através da:
  - determinação do tamanho limite relevante do defeito para qualquer dos possíveis modos de falha;
  - cálculo do crescimento sub-crítico da trinca, para determinar se o defeito crescerá até o tamanho limite permissível durante a vida para a qual a estrutura foi projetada.

A execução de cada um desses passos para estruturas cilíndricas soldadas é muito difícil e em alguns casos, esses passos ainda estão em estágios básicos de desenvolvimento. Por esta razão, devido à importância do problema, esta deveria ser uma área considerada prioritária pela comunidade técnico-científica que estuda o problema de segurança estrutural.

#### 3.2.4 - Abordagem Probabilística

O uso de modelos probabilísticos para a avaliação da Confiabilidade Estrutural em conjunto com o Critério de Adequabilidade para o Serviço, permite que qualquer estado limite relevante, preestabelecido para uma determinada estrutura cilíndrica soldada, seja verificado através da inspeção da estrutura e comparado com a Probabilidade de Falha Aceitável. Atualmente, dada a real complexidade do problema, são raros os trabalhos que abordam a modelagem probabilística, no trato da integridade de estruturas soldadas. O aperfeiçoamento das técnicas de fabricação como a soldagem, o aprimoramento dos ensaios não destrutivos, o estabelecimento de sistemática para a garantia da qualidade, a utilização de métodos de análise, que atualmente ainda estão em estágio de desenvolvimento, tais como, o Método dos Elementos Finitos, a Teoria da Mecânica de Fraturas, o cálculo do crescimento crítico e sub-crítico de trincas e a estimativa do efeito do meio ambiente e finalmente o conhecimento dos requerimentos de desempenho estrutural versus as condições encontradas em serviço, são aspectos importantes para o desenvolvimento do modelo probabilístico.

Em vista de todas essas dificuldades, o desenvolvimento do modelo através de estágios que apresentassem níveis de dificuldades crescentes, permitiria a obtenção de um modelo confiável num período relativamente curto de tempo. Sugere-se que o desenvolvimento do modelo probabilístico seja feito através de três estágios, que são os seguintes:

- (i) Modelo Semi-Probabilístico. Com o estabelecimento de limites empiricamente testados para:

- Especificação dos Materiais;

- Limites de Carregamento Estrutural;
  - Condições Ambientais;
  - Defeitos de Soldagem;
- (ii) Modelo Probabilístico do Primeiro Nível: Através da distribuição e das funções de densidades probabilísticas, estimadas ou conhecidas, do carregamento externo, tensão residual, resistência dos materiais, etc;
- (iii) Modelo Inteiramente Probabilístico. Através do conhecimento exato das distribuições e das funções de densidades probabilísticas das variáveis envolvidas, de uma dada parte ou da totalidade da estrutura cilíndrica soldada.

### 3.2.5 - Metodologia Proposta

Neste item é proposta uma sistemática determinística para o Controle da Fratura em Estruturas Cilíndricas Soldadas, mas que sem dúvida alguma pode ser aplicada à qualquer tipo de estrutura. A Figura 3.3 apresenta de forma esquemática, um diagrama de blocos auto-explicativo da metodologia de controle da fratura proposta. Neste estudo, apenas os itens inseridos nos blocos com linhas cheias serão abordados. Apesar da reconhecida importância para a integridade estrutural, o estudo dos mecanismos de crescimento sub-crítico de trincas não será focado neste trabalho, devendo ser motivo de atenção especial em estudos futuros.

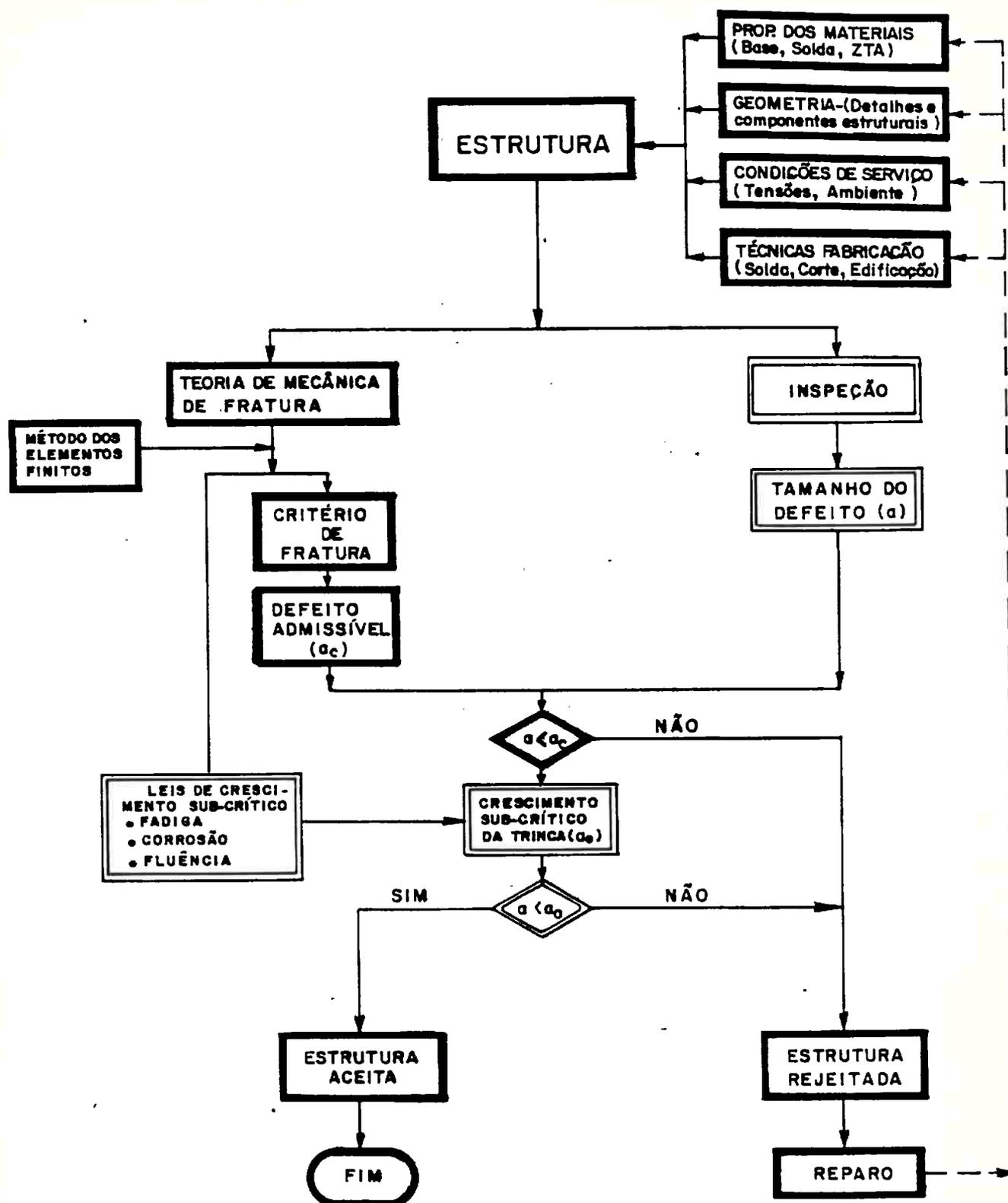


FIGURA 3.3 - Diagrama Esquemático da Análise de Fratura em Estruturas Soldadas.

### 3.3 - MECÂNICA DE FRATURAS

#### 3.3.1 - Introdução

A maior parte do conjunto de conhecimentos que hoje se denomina Mecânica de Fraturas foi desenvolvida apenas durante as últimas três décadas, apesar de seu início ter ocorrido em 1920, quando Griffith, [36], baseado na formulação de Inglis, [36], para o campo de tensões ao redor de trincas elípticas e em princípios termodinâmicos, propôs que a propagação das trincas ocorreria quando os Incrementos de Energia de Deformação Liberada pelo Corpo se tornassem maior que os Incrementos de Energia Superficial gerados pelo aparecimento de novas superfícies, ou seja, as superfícies da trinca. As formulações derivadas por Griffith apresentavam bons resultados apenas para materiais frágeis como é o caso do vidro.

Em 1950, Drowan, [4], notou que a Energia Requerida para uma Trinca crescer num corpo metálico é muito maior do que a Energia Superficial para criar novas superfícies livres. O motivo desta constatação está no fato de que em metais ocorrem deformações plásticas na frente da trinca, fazendo com que seja consumida energia na formação de novas zonas plásticas na ponta da trinca que se propaga. Em vista disto, Drowan propôs uma modificação na formulação de Griffith, onde a Energia Superficial foi substituída pela Energia Superficial Modificada, que além da Energia Superficial definida por Griffith, considerava de forma aditiva uma componente plástica da Energia Superficial. Esta modificação, não obstante ter apresentado resultados mais realistas para corpos metálicos, é pouco utilizada na prática, primeiro pela dificuldade de se obter as Energias Superficiais e em segundo lugar pelo fato de não considerar os efeitos da geometria da estrutura na propagação das trincas.

Somente em 1958, Irwin, [38], desenvolveu o que atualmente é conhecida como Teoria Clássica da Mecânica das Fraturas, definindo o Fator de Intensificação de Tensões, para cada modo de fratura, ou seja, Modo I: Modo de Abertura; Modo II: Modo de Deslizamento e Modo III: Modo de Corte. O Fator de Intensificação de Tensões, baseado nos desenvolvimentos teóricos de Williams, [39], para a distribuição de tensões ao redor de uma trinca, que por sua vez seguiu a tendência de tratamento adotado por Westergaard, [40], é função da geometria do corpo, dimensões e posicionamento da trinca e carregamento aplicado. No item seguinte é feita uma descrição mais detalhada do Fator de Intensificação de Tensões que será o principal parâmetro para a Análise de Fratura desenvolvido neste trabalho.

Em 1963, Wells, [37], introduziu o conceito do Deslocamento da Abertura da Trinca (COD - Crack Opening Displacement) para avaliar o fenômeno da fratura. Esse conceito demonstrou apresentar bons resultados no estabelecimento de critério para propagação de trincas, mesmo nos casos onde uma zona plástica na ponta da trinca de grandes dimensões tenha se desenvolvido.

Rice, [41], em 1968, estabeleceu o conceito da Integral-J, que é fundamentado na constatação matemática da existência de uma determinada integral de linha invariante, quando mantidas a geometria da trinca e a configuração de tensões ao redor da trinca. O método de análise de fratura utilizando a Integral-J, apesar das dificuldades de cálculo, é o mais completo, uma vez que permite desde a análise de fratura frágil até o de fratura totalmente plástica. O presente autor vem trabalhando no sentido de desenvolver esse método para a análise de fraturas de estruturas soldadas.

A Análise de fraturas em estruturas cilíndricas soldadas realizada neste estudo, baseia-se fundamentalmente no método proposto por Irwin, onde o cálculo de forma apropriada do Fator de Intensificação de Tensões é um dos principais aspectos da análise proposta.

### 3.3.2 - Fator de Intensificação de Tensões

O Fator de Intensificação de Tensões (K) é a magnitude representativa do campo de tensões para um modo particular de fratura, num material homogêneo e de comportamento elástico-linear. Para um corpo isotrópico, Irwin, [38], através da análise elástico-linear de tensões desenvolvida por Willians, [39], demonstrou que os campos de tensões e de deslocamentos juntos à ponta de uma trinca submetida ao Modo I de fratura, como apresentados na Figura 3.4, são dados por:

$$\sigma_x = \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \right)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right)$$

$$\sigma_z = 0 \text{ (Estado Plano de Tensões) } \quad \text{ou} \quad (3.1)$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \text{ (Estado Plano de Deformações)}$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$$

ou

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} f_{ij}(\theta)$$

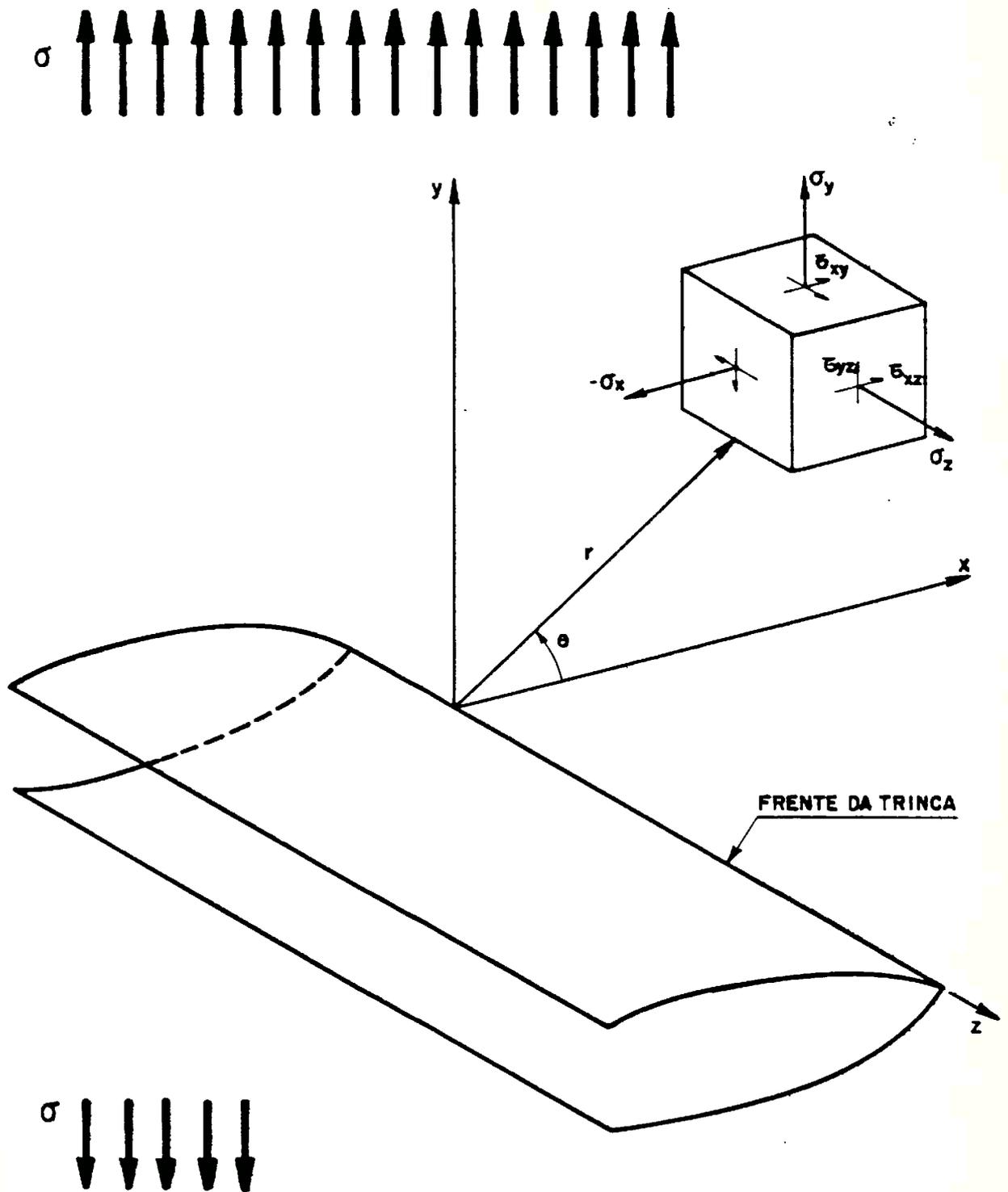


FIGURA 3.4 - Sistema de Coordenadas e Componentes de Tensões a frente de uma Trinca.

$$\begin{aligned}
 u &= \frac{K_I}{G} \left( \frac{r}{2\pi} \right)^{1/2} \cos \frac{\theta}{2} \left[ 1 - 2\nu + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right] \\
 v &= \frac{K_I}{G} \left( \frac{r}{2\pi} \right)^{1/2} \sin \frac{\theta}{2} \left[ 2 - 2\nu - \cos^2 \frac{\theta}{2} \right] \quad (3.2)
 \end{aligned}$$

$$w = 0 \text{ (Estado Plano de Tensões)}$$

O parâmetro  $K_I$ , nas Equações 3.1 e 3.2, é conhecido como Fator de Intensificação de Tensões para o Modo I de Fratura. Quando "r" tende a zero ( $r \rightarrow 0$ ), as tensões tendem ao infinito ( $\sigma_{ij} \rightarrow \infty$ ).

O Fator de Intensificação de Tensões é então uma medida da singularidade das tensões na ponta da trinca. Uma vez que as tensões são elásticas, elas devem ser proporcionais ao carregamento externo, que para o caso de tensão uniaxial ( $\sigma$ ), aplicada em pontos distantes da trinca, significa que  $K_I$  deve ser proporcional à tensão ( $\sigma$ ). Dimensionalmente, pelas equações acima,  $K_I$  deve ser proporcional à raiz quadrada de um comprimento. Para uma chapa infinita o único comprimento característico é o comprimento da trinca, desta forma,  $K_I$  pode ser considerado como sendo:

$$K_I \propto \sigma \sqrt{c}$$

Comparando as Equações 3.1 com as desenvolvidas por Willians, [39], para o caso de uma trinca de comprimento "2c" numa chapa infinita tracionada perpendicularmente à direção da trinca, obtém-se que:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi c} \quad (3.3)$$

Através da abordagem semelhante pode-se obter os Fatores de Intensificação de Tensões para os Modos II e III ( $K_{II}$  e  $K_{III}$ ).

O caso apresentado, de uma trinca numa chapa infinita, é sem dúvida o mais simples de todos. Para estruturas com outras configurações geométricas, tipos de carregamento e trincas, a Equação 3.3 não pode ser utilizada para o cálculo do Fator de Intensificação de Tensões. A bibliografia especializada no assunto, geralmente apresenta formulações do Fator de Intensificação de Tensões para alguns tipos de estruturas simples e para tipos específicos de carregamentos, [4], [37] e [42].

O cálculo do Fator de Intensificação de Tensões, para estruturas reais sob condições normais de uso é freqüentemente bastante complexo, requerendo muitas vezes a utilização de modelos numérico-computacionais, uma vez que inexiste uma solução analítica para o problema.

O cálculo do Fator de Intensificação de Tensões para as Estruturas Cilíndricas Soldadas considerando as várias possibilidades no posicionamento das trincas (Figura 2.1) e a influência das Tensões Residuais é um caso típico onde a

modelagem numérico-computacional, como por exemplo através do Método dos Elementos Finitos, é imprescindível.

### 3.3.3 - Método dos Elementos Finitos

O Método dos Elementos Finitos é largamente empregado em vários campos da Engenharia. O método tem grande versatilidade. Permite a análise de tensões e deformações em estruturas com geometria complexas, problemas tridimensionais e a consideração da não linearidade geométrica e do material, com ou sem plastificação. Amplas informações sobre o método dos Elementos Finitos podem ser encontradas em inúmeros livros textos, podendo-se destacar entre eles o do Zienkiewicz, [43], que apresenta uma discussão dos princípios e aplicações.

A análise de problemas relacionados com a mecânica das fraturas tem sido um dos mais ativos ramos dos métodos numéricos na análise estrutural. O Fator de Intensificação de Tensões, como definido no item anterior, tem sido calculado com o auxílio do Método dos Elementos Finitos através de vários enfoques diferentes, onde o principal problema é representar a singularidade matemática que ocorre com a distribuição de tensões junto à ponta da trinca.

Devido a esta singularidade, o uso de elementos finitos convencionais requerem, apenas na região em torno da trinca, uma malha de 500 a 1500 graus de liberdade para a obtenção de uma precisão apenas razoável no cálculo do Fator de Intensificação de Tensões, mesmo considerando estruturas geometricamente simples.

Aparentemente, Byskov, [43], foi o primeiro a propor um elemento que considerasse a singularidade na distribuição de tensões em torno da ponta da trinca, trata-se de um

elemento quadrangular isoparamétrico degenerado com 8 nós, onde, em dois lados adjacentes do elemento, os nós centrais dos lados são posicionados a apenas um quarto do comprimento do lado, medidos a partir da ponta da trinca.

Em 1973, Tong et alii, [44], desenvolveram um Elemento Híbrido de Trinca que tornou possível o cálculo do Fator de Intensificação de Tensões com uma precisão variando em torno de 1% e usando malhas com 20 vezes menos graus de liberdade do que seria necessário caso o cálculo fosse feito com elementos comuns. A denominação Híbrido, em Elementos Finitos, resulta da adoção de dois ou mais campos de comportamentos conhecidos num único elemento. No caso em questão adotou-se duas representações polinomiais para representarem a expansão do elemento e o campo de tensões singular junto à ponta da trinca.

Somente em 1981, o autor do presente estudo apresentou, em sua Tese de Doutorado, [13], um Elemento de Trinca Híbrido que possibilitava considerar as Tensões Residuais existentes em estruturas soldadas. Até onde é do conhecimento do autor, esse estudo ainda continua sendo o único que desenvolve a análise de fraturas considerando as Tensões Residuais. Nesse estudo, através do desenvolvimento teórico, que trata da singularidade na distribuição de tensões da mesma maneira feita por Tong et alii, [44], e da consideração do Princípio da Superposição que faz com que o campo de Tensões Residuais seja aplicado apenas na superfície da trinca. A Figura 3.5 apresenta de forma esquemática do Elemento Híbrido de Trinca submetido a um carregamento distribuído na superfície da trinca. Através desse elemento, pôde-se obter excelentes resultados na análise de fraturas soldadas desenvolvida na Referência, [13]. No entanto, uma vez que no estudo acima mencionado, abordou-se apenas estruturas soldadas planas do tipo chapas, torna-se importante o desenvolvimento de recursos de análise

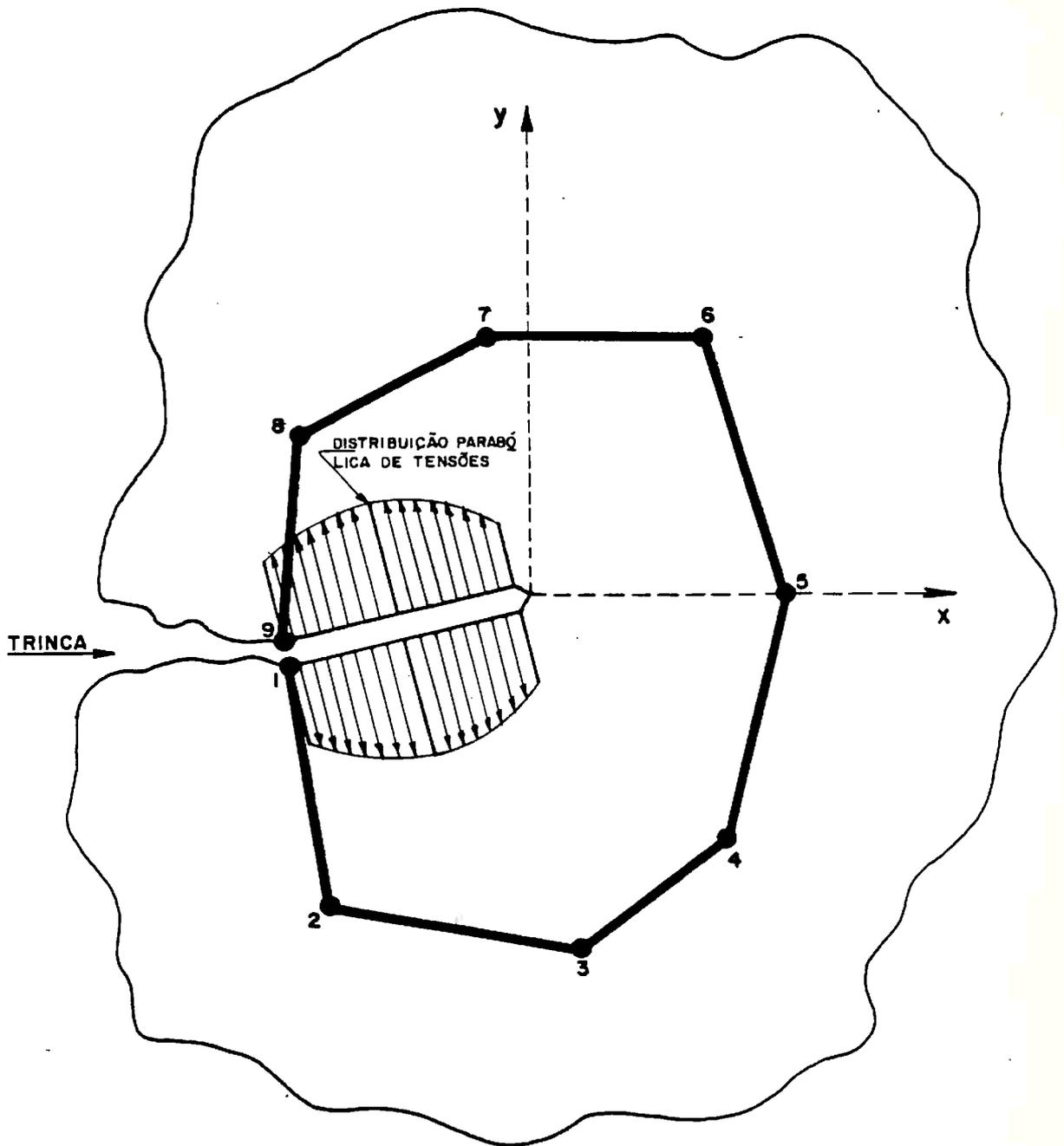


FIGURA 3.5 - Representação Esquemática do Elemento Plano de Trinca (Híbrido) Submetido a um Campo de Tensões Parabólico.

e o estabelecimento de metodologia de análise para estruturas de diferentes geometrias, como por exemplo as estruturas cilíndricas, que são o objeto deste estudo.

#### 3.3.4 - Critério de Falha por Fratura

Para uma estrutura ou peça metálica onde exista uma trinca, a Teoria Clássica da Mecânica de Fratura estabelece que ocorrerá a fratura instável quando o Fator de Intensificação de Tensões atingir um determinado valor crítico. Para o Modo I de Fratura e para trincas com zonas plásticas relativamente pequenas - situação configurada pelo estado plano de deformações - é utilizado o parâmetro " $K_{Ic}$ " para representar o Fator Crítico de Intensificação de Tensões que já foi definido no Item 2.3 do Capítulo anterior. Portanto, o critério de falha por fratura é dado por:

$$K_I \geq K_{Ic} \quad (3.4)$$

Caso a estrutura ou peça metálica esteja num ambiente corrosivo o critério de falha passa a adotar o Fator Crítico de Intensificação de Tensões do Corpo quando no ambiente corrosivo específico, que usualmente é conhecido pelo parâmetro " $K_{Issc}$ ", fazendo com que o critério de falha torne-se:

$$K_I \geq K_{Issc} \quad (3.5)$$

Através do Fator de Intensificação de Tensões e do Fator Crítico de Intensificação de Tensões, pode-se obter as dimensões significativas da trinca ("a" ou "c") para ambos os casos, fazendo com que o critério de falha seja apresentado numa forma fisicamente mais compreensível, ou seja, ocorrerá falha por fratura quando, por exemplo, o

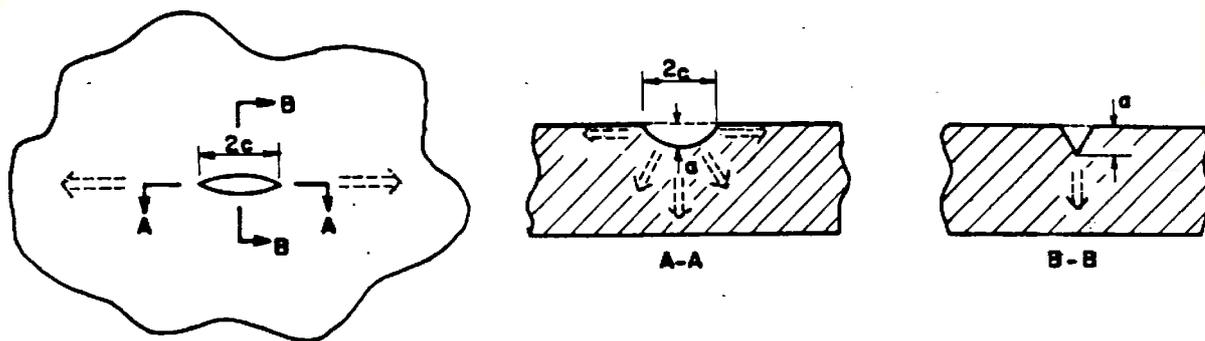
comprimento da trinca na estrutura for maior ou igual ao comprimento crítico da trinca, isto é:

$$c \geq c_c \text{ ou } a \geq a_c \quad (3.6)$$

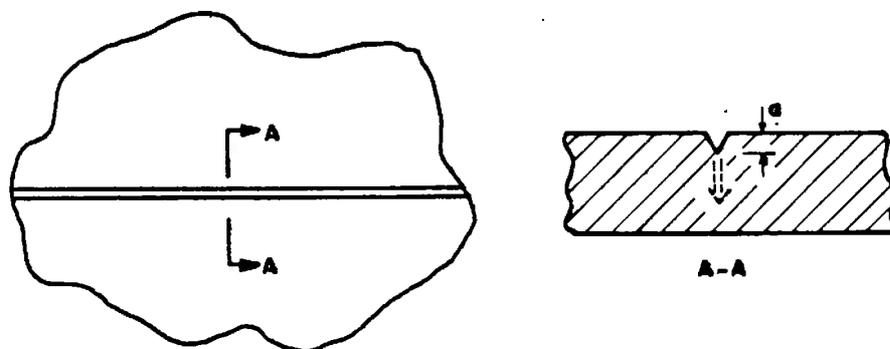
## CAPÍTULO IV

MODELO DE ANÁLISE PROPOSTO4.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS

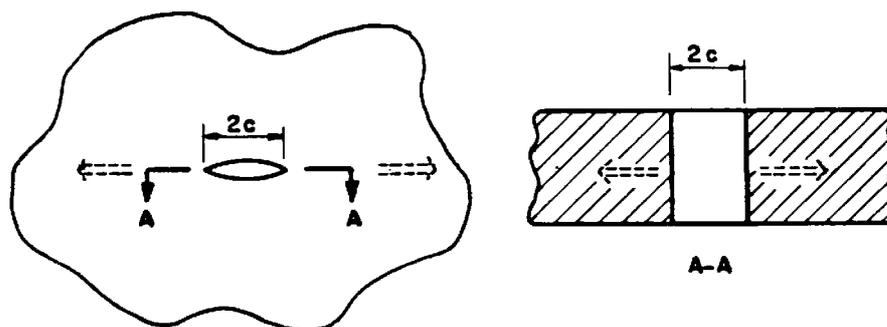
A Fratura de uma estrutura cilíndrica soldada, mesmo não considerando possíveis complicações geométricas, tais como: flanges, bocais e calotas nas extremidades, pode ocorrer através de diferentes modos, que requerem considerações especiais caso a caso. É impossível fazer-se uma análise de fratura da estrutura sem uma abordagem caso a caso. Por exemplo: cada caso dos apresentados na Figura 1.1 deve ser tratado de forma isolada, de acordo com o tipo da trinca e o seu posicionamento com relação às juntas soldadas axiais ou circunferenciais. E além disso, mesmo as trincas apresentadas na Figura 1.1, ainda podem ser consideradas de três formas distintas, ali não representadas, e que requerem modelagens diferentes. A Figura 4.1 apresenta esquematicamente esses três tipos de formas. A primeira forma de trinca é do tipo superficial, cuja a propagação tanto pode ocorrer no sentido da espessura - o que ocasiona a falha da estrutura pelo mecanismo conhecido como Vazamento antes da Quebra (Leak Before Break) - ou no sentido do comprimento que conduz ao segundo tipo de trinca, ou seja, uma trinca superficial com profundidade constante ao longo de todo o seu comprimento, que se estende por uma grande região da estrutura. O terceiro tipo, é uma trinca que se estende através de toda a espessura com comprimento constante, podendo se propagar ao longo de seu comprimento. Esses três tipos de trinca são viáveis de ocorrerem numa estrutura soldada. Mas obviamente, devido ao aprimoramento das técnicas de inspeção e controle de qualidade, os dois últimos tipos de trincas são mais facilmente detectáveis,



1º TIPO - TRINCA SUPERFICIAL ATRAVÉS DA ESPESSURA



2º TIPO - TRINCA SUPERFICIAL DE GRANDE COMPRIMENTO



3º TIPO - TRINCA DE PEQUENO COMPRIMENTO ATRAVÉS DA ESPESSURA

( $\rightleftarrows$ )..... SENTIDO POSSÍVEL DE PROPAGAÇÃO DA TRINCA

FIGURA 4.1 - Representação Esquemática de Três Tipos de Trinca.

impedindo assim a colocação da estrutura em operação sem que se faça o reparo da trinca. Por esse motivo, será dada ênfase à análise de fratura para o primeiro tipo de trinca, (trinca superficial através de parte da espessura) mesmo porque os outros dois tipos, podem ser considerados em termos de análise, como casos simplificados do primeiro. Desta forma fica evidente que esse estudo enfocará apenas o critério de falha conhecido por Vazamento antes da Quebra.

Restringidos o tipo de trinca e o critério de falha a ser utilizado, procurar-se-á limitar o escopo da análise de fratura apenas para a configuração trinca-junta soldada considerada ser mais crítica. Evidentemente, a criticidade de uma configuração está relacionada com os fatores que propiciam a propagação da trinca. Os fatores mais importantes são as Tensões atuantes sobre a trinca e a Tenacidade do Material quanto à Fratura na região onde a trinca está localizada. Este último fator, como já mencionado no Capítulo II, é obtido através de ensaios experimentais padronizados em corpos de prova, e, por esse motivo, não serão alvo de abordagem especial neste capítulo. Com relação às tensões atuantes, estas podem ser subdivididas em dois tipos: As Tensões Mecânicas, que resultam da aplicação de carregamentos externos, tais como: pressão; pesos; cargas sísmicas; etc. E o segundo tipo, que engloba as Tensões Térmicas e as Tensões Residuais, que são o resultado de forças internas auto-equilibradas.

Neste estudo serão consideradas apenas as tensões decorrentes de carregamentos estáticos do tipo pressão interna e as tensões residuais decorrentes da soldagem. As tensões térmicas, importantes de serem consideradas em alguns tipos de estruturas, podem ser abordadas de forma semelhante às Tensões Residuais.

Para uma estrutura cilíndrica soldada, submetida à pressão interna e com uma trinca através da espessura a partir da superfície interna (trinca do 1º tipo), duas situações se configuram. A primeira é quando o plano da trinca é paralelo à junta soldada axial (trinca axial). A segunda configuração é quando o plano da trinca é paralelo à junta soldada circunferencial (trinca circunferencial). Por falta de dados experimentais confiáveis, principalmente referentes às condições de soldagem e dos Fatores de Restrição de cada tipo de junta soldada, [13], é admissível considerar-se que os níveis de Tensões Residuais, assim como a Tenacidade de Resistência à Fratura, sejam idênticos em ambos os tipos de juntas. Elimina-se, com essas hipóteses, a influência da junta soldada na criticidade do posicionamento da trinca. Portanto, o único fator a ser considerado é a distribuição de tensões decorrente da pressão interna.

Através de equações de equilíbrio simples, obtém-se as tensões circunferenciais ( $\sigma_{\theta}$ ) e axiais ( $\sigma_x$ ), numa casca cilíndrica de diâmetro (D), espessura (t), de grande comprimento com as extremidades fechadas e com pressão interna (p). As relações para obtenção das tensões circunferenciais e axiais são as seguintes:

$$\sigma_{\theta} = \frac{pD}{2t} \quad (4.1)$$

$$\sigma_x = \frac{pD}{4t}$$

Por essas relações conclui-se que:

$$\sigma_{\theta} = 2 \sigma_x \quad (4.2)$$

Dessa forma, fica evidente que a situação mais crítica é a da trinca axial, que por este motivo será abordada em detalhe neste estudo. A trinca circunferencial, que neste capítulo será abordada apenas superficialmente, deverá ser motivo de estudos futuros.

Após estas considerações iniciais, que delimitaram o escopo da análise, os seguintes tópicos serão abordados nos itens a seguir apresentados neste capítulo: o desenvolvimento, através do método dos Elementos Finitos, de modelo de trinca para o estado plano; considerações sobre o desenvolvimento de um elemento axissimétrico de trinca, considerações sobre a análise tri-dimensional de fraturas; considerações sobre o efeito da plastificação do material na ponta da trinca no computo do Fator de Intensificação de Tensões; e, finalmente, o modelo de análise proposto.

#### 4.2 - ELEMENTO PLANO DE TRINCA

As vantagens e as principais dificuldades da utilização do Método dos Elementos Finitos para a análise de fraturas já foram enfatizadas neste estudo (Item 3.3.3). A opção pela adoção de um elemento especial de trinca, para simular a singularidade matemática que ocorre na distribuição de tensões junto à ponta da trinca, é a que se apresentou ser mais vantajosa.

Visando a modelagem de trincas dos tipos 2 e 3 (Figura 4.1), posicionadas na direção axial da estrutura

cilíndrica e sob a influência de um campo de tensões residuais, adotou-se o elemento híbrido de trinca que é apresentado esquematicamente na Figura 3.2. A formulação teórica desse elemento finito foi desenvolvida por este autor, e é apresentada em detalhes na Referência [13]. No entanto, neste estudo, essa formulação é modificada a fim de possibilitar a consideração de distribuições parabólicas de carregamento na superfície da trinca, o que propicia resultados mais precisos quando da existência de distribuições complexas de tensões residuais e térmicas.

#### 4.2.1 - Desenvolvimento Teórico

Baseado na Teoria da Elasticidade para um corpo em estado plano, e utilizando formulações de variáveis complexas, Muskhelishvili expressou a distribuição de tensões e deslocamentos na seguinte forma, [45]:

$$\sigma_y + \sigma_x = 4 \operatorname{Re} \{ \phi'(\zeta) / w'(\zeta) \}$$

$$\sigma_y - \sigma_x + 2i \sigma_{xy} = 2 \overline{w(\zeta)} \left[ \phi'(\zeta) / w'(\zeta) \right]' + \psi'(\zeta) / w'(\zeta) \quad (4.3)$$

$$2u + iv = \eta \phi(\zeta) - w(\zeta) \overline{\phi'(\zeta) / w'(\zeta)} - \overline{\psi(\zeta)}$$

onde:

$\phi$  e  $\psi$  ... Funções Analíticas complexas

$\zeta$  ... Variável Complexa (  $\frac{\pi}{2} < \arg \zeta \leq \pi/2$  )

$$w(\zeta) = x + iy = \zeta^2$$

$$i = \sqrt{-1}$$

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

$$\eta = \begin{cases} 3 - 4\nu & \text{para estado plano de deformações} \\ (3-\nu)/(1+\nu) & \text{para estado plano de tensões} \end{cases}$$

$E$  ... Módulo de Elasticidade (Young)

$\nu$  ... Coeficiente de Poisson

$( )'$  ... Denota Diferenciação

$(\bar{\phantom{x}})$  ... Denota o Conjugado Complexo

Adotando uma distribuição parabólica para as tensões aplicadas na superfície da trinca, tem-se a seguinte condição de contorno:

$$\phi(\zeta) + w(\zeta) \overline{\phi'(\zeta)/w'(\zeta)} + \psi(\zeta) = \frac{\alpha_2}{3} \zeta^6 + \frac{\alpha_1}{2} \zeta^4 + \alpha_0 \zeta^2 \quad (4.4)$$

onde  $\alpha_0$ ,  $\alpha_1$  e  $\alpha_2$  são parâmetros complexos relativos à distribuição linear de tensões na superfície da trinca.

Para o desenvolvimento da formulação teórica do Elemento Híbrido de Trinca aplica-se as equações acima num Funcional Híbrido, que após ser simplificado através da utilização das Equações de Equilíbrio e Compatibilidade e de ser integrado por partes, apresenta-se na forma matricial da seguinte maneira:

$$\pi_m = \int_{\partial A'_m} [\underline{T} + \bar{\underline{T}}]^T \bar{\underline{u}} \, ds - \frac{1}{2} \int_{\partial A_m} [\underline{T} + \bar{\underline{T}}]^T \underline{u} \, ds \quad (4.5)$$

onde:

$A_m$	...	Área do Elemento Híbrido "m"
$\partial A_m$	...	Contorno total de $A_m$
$\partial A'_m$	...	Parte do contorno de $A_m$ onde o carregamento não é prescrito
$s$	...	Comprimento de arco ao longo do contorno de $A_m$
$\underline{u}$	...	Matriz dos deslocamentos dentro de $A_m$ ( $\underline{u} = \{u \ v\}^T$ )
$ \underline{u} $	...	Matriz dos deslocamentos ao longo de $\partial A_m$ ( $\underline{\bar{u}} = \{\bar{u} \ \bar{v}\}^T$ )
$\underline{T}$	...	Matriz dos componentes superficiais ( $\underline{T} = \{T_x \ T_y\}^T$ )

$\bar{T}$  ... Matriz dos carregamento superficiais em  $(\partial A_m, \partial A'_m)$

e

$$[\bar{T} + \bar{T}] = \begin{Bmatrix} T_x + \bar{T}_x \\ T_y + \bar{T}_y \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \sigma_x v_x + \sigma_{xy} v_y \\ \sigma_{xy} v_x + \sigma_y v_y \end{Bmatrix} \quad (4.6)$$

onde:

$v_i$  ... Componente na direção "i" do versor normal ao contorno  $\partial A_m$

A fim de se obter a matriz rigidez do Elemento Híbrido, adota-se a seguinte solução para as funções analíticas complexas:

$$\phi(\zeta) = \left( \frac{\alpha_2}{3} \zeta^6 + \frac{\alpha_1}{2} \zeta^4 + \alpha_0 \zeta^2 \right) + \sum_{j=1}^N (\beta_j + i \beta_{j+N}) \zeta^j \quad (4.7)$$

$$\psi(\zeta) = -(\alpha_2 \zeta^6 + \alpha_1 \zeta^4 + \alpha_0 \zeta^2) - \sum_{j=1}^N [(\beta_j - i \beta_{j+N}) (-1)^j + \frac{j}{2} (\beta_j + i \beta_{j+N})] \zeta^j$$

onde:

$N$  ... Número inteiro finito (No presente caso  $N = 9$ )

$\beta_j$  ... Constante Real a ser determinada

Através das equações (4.3), (4.6) e (4.7) pode expressar  $\underline{T}$  e  $\underline{u}$  da seguinte forma:

$$\begin{aligned}\underline{T} &= \underline{R} \underline{\beta} \\ \underline{u} &= \underline{U} \underline{\beta} + \underline{C}\end{aligned}\tag{4.8}$$

onde:

$\underline{\beta}$  ... Matriz coluna composta dos  $\beta_j$

$\underline{R}$ ,  $\underline{U}$  e  $\underline{C}$  ... Matrizes a serem determinadas

Os deslocamentos  $\underline{\bar{u}}$  devem ser expressos em termos dos deslocamentos nodais  $q$ , ou seja:

$$\underline{\bar{u}} = \underline{L} q\tag{4.9}$$

onde  $\underline{L}$  é a matriz de interpolação definida no contorno  $\partial A_m$  do elemento, a qual é subdividida em 8 sub-matrizes correspondendo a cada um dos 8 segmentos entre nós, isto é:

$$\underline{L} = (\underline{L}_{1,2} \quad \underline{L}_{2,3} \quad \dots \quad \underline{L}_{n-1,n})^T$$

Adotando funções de interpolação linear entre dois nós "i" e "i + 1", a sub-matriz " $\underline{L}_{i,i+1}$ ", tem a seguinte forma:

$$L_{i,i+1} = \begin{bmatrix} 1 - \frac{s-s_i}{s_{i+1}-s_i} & 0 & \frac{s-s_i}{s_{i+1}-s_i} & 0 \\ 0 & 1 - \frac{s-s_i}{s_{i+1}-s_i} & 0 & \frac{s-s_i}{s_{i+1}-s_i} \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

onde "s" é a ordenada retilínea ao longo do contorno do elemento.

Substituindo as Equações (4.8) e (4.9) em (4.5) tem-se:

$$\pi_m = \underline{\beta}^T \underline{G} \underline{g} - \frac{1}{2} \underline{\beta}^T \underline{H} \underline{\beta} - \underline{\beta}^T \underline{F} - \underline{g}^T \underline{E} + \underline{D} \quad (4.11)$$

onde:

$$\begin{aligned}
 \underline{G} &= \int_{\partial A'} \underline{R}^T \underline{L} \, ds \\
 [2N \times 18] & \\
 \underline{H} &= \int_{\partial A} \underline{R}^T \underline{U} \, ds \\
 [2N \times 18] & \qquad (4.12) \\
 \underline{F} &= \frac{1}{2} \int_{\partial A} (\underline{R}^T \underline{C} + \underline{U}^T \underline{T}) \, ds \\
 [2N \times 1] & \\
 \underline{E} &= - \int_{\partial A'} \underline{L}^T \underline{T} \, ds \\
 [18 \times 1] & \\
 \underline{D} &= - \frac{1}{2} \int_{\partial A} \underline{C}^T \underline{T} \, ds \\
 [1] &
 \end{aligned}$$

A variação do funcional híbrido, dado pela Equação (4.5) é:

$$\delta\pi = \frac{\partial\pi}{\partial\beta} = (\underline{G} \underline{q} - \underline{H} \underline{\beta} - \underline{F}) \delta\beta \qquad (4.13)$$

e, uma vez que o Princípio Variacional para meios contínuos é dado por:

$$\delta\pi = 0 \qquad (4.14)$$

tem-se que:

$$\underline{\beta} = \underline{H}^{-1} \underline{G} \underline{q} - \underline{H}^{-1} \underline{F} \quad (4.15)$$

Substituindo a Equação (4.15) no Funcional Híbrido (4.11) tem-se

$$\pi_m = \frac{1}{2} \underline{q}^T \underline{K} \underline{q} - \underline{q}^T \underline{Q} + \underline{M} \quad (4.16)$$

onde " $\underline{K}$ ", a matriz rigidez do elemento, é dada por:

$$\underline{K} = \underline{G}^T \underline{H}^{-1} \underline{G} \quad (4.17)$$

a matriz das forças nodais " $\underline{Q}$ ", é dada por

$$\underline{Q} = \underline{G}^T \underline{H}^{-1} \underline{F} + \underline{E} \quad (4.18)$$

e " $\underline{M}$ ", a matriz massa do elemento, é dada por

$$\underline{M} = \frac{1}{2} \underline{F}^T \underline{H}^{-1} \underline{F} + \underline{D} \quad (4.19)$$

Através das expressões para as tensões ao redor de uma trinca, fornecidas pela Teoria Linear-Elastica da Mecânica das Fraturas, pode-se obter os Fatores de

Intensificação de Tensões ( $K_I$  e  $K_{II}$ ) em termos de " $\beta_1$ " e " $\beta_{10}$ ", ou seja:

$$K_I = \sqrt{2} \beta_1 \quad (4.20)$$

$$K_{II} = \sqrt{2} \beta_{10}$$

ou, uma vez que " $\underline{\beta}$ " está relacionada com os deslocamentos nodais  $\underline{q}$  através da Relação (4.15), tem-se:

$$K_I = \sqrt{2} [(\underline{H}^{-1} \underline{G})_{10} \text{a linha } \underline{q} + (\underline{H}^{-1} \underline{F})_{10} \text{ elemento}] \quad (4.21)$$

$$K_{II} = \sqrt{2} [(\underline{H}^{-1} \underline{G})_{10} \text{a linha } \underline{q} + (\underline{H}^{-1} \underline{F})_{10} \text{ elemento}]$$

#### 4.2.2 - Avaliação Numérica

A utilização do Elemento Plano de Trinca, possuindo formulação teórica semelhante à desenvolvida no item anterior, já se mostrou extremamente eficiente e acurada, conforme pode ser constatado nas comparações feitas por esse autor na Referência [13].

A nova versão de Elemento Plano de Trinca desenvolvida nesse estudo, após ter sido implantada no sistema Burroughs B6900 do Centro de Computação Eletrônica da Universidade de São Paulo, apresentou resultados numéricos compatíveis aos apresentados na Referência [13], quando da avaliação do mesmo caso exemplo. A utilização do sistema computacional Burroughs B6900, com relação ao sistema IBM/370 utilizado na Referência [13], resultou em um aumento relativo do tempo de processamento em torno de 26% (3,45 seg

contra 2,73 seg). Por outro lado, o fato do sistema B6900 dispor de 11 dígitos significativos contra 7 dígitos do sistema IBM/370 implicou numa pequena variação nos resultados numéricos dos Fatores de Intensificação de Tensões (menos de 1%).

A Figura 4.2 apresenta as curvas dos Fatores de Intensificação de Tensões para o Modo I ( $K_I$ ) obtidos analiticamente e através do Elemento Plano de Trinca, em função do comprimento da trinca ( $a$ ), juntamente com a modelagem da estrutura idealizada para a análise numérica. Foram utilizadas as propriedades mecânicas do aço, ou seja, Módulo de Elasticidade igual a 210 GPa e Coeficiente de Poisson igual a 0,3; e uma distribuição de carregamento constante na superfície da trinca igual à 100 MPa.

#### 4.3 - ELEMENTO AXISSIMÉTRICO DE TRINCA

O desenvolvimento de Elemento Axissimétrico de Trinca, que permita a análise de fraturas em sólidos de revolução com trincas axissimétricas, sujeitos a campo de tensões residuais, não faz parte dos objetivos do presente estudo. No entanto, apenas como orientação para trabalhos futuros serão feitas algumas observações sobre o desenvolvimento de tal elemento. -

A Análise de Fraturas de um sólido de revolução com trinca axissimétrica é um problema bi-dimensional, sendo que o desenvolvimento teórico do elemento de trinca pode ser feito através da aplicação do Princípio Variacional sobre um Funcional Híbrido.

O método das variáveis complexas não pode ser utilizado na expansão da distribuição de tensões em séries,



uma vez que para descrever o contínuo, o problema tem que ser obrigatoriamente formulado em coordenadas cilíndricas. Desta forma, sugere-se a utilização de um método de perturbação para determinar a Função de Airy que satisfaça a Equação Bi-harmônica, [46].

#### 4.4 - ANÁLISE TRI-DIMENSIONAL

Atualmente, ainda não existe uma solução analítica completa para a distribuição de tensões em torno de uma trinca de um sólido tri-dimensional, como existe para o caso bi-dimensional através das Equações (3.1). Desta forma, a falta de uma solução analítica impede a formulação teórica de um Elemento Tri-Dimensional de Trinca, nos moldes do desenvolvido no Item 4.2 para o caso bi-dimensional. A avaliação dos Fatores de Intensificação de Tensões em sólidos tri-dimensionais utilizando o Método dos Elementos Finitos tem sido usualmente feita através do uso de elementos sólidos convencionais, ou através de aproximações analíticas utilizando elementos plano de trinca.

No primeiro modo, busca-se representar a singularidade matemática existente na distribuição de tensões, junto à ponta de trinca, pelo uso de um grande número de elementos sólidos convencionais, tais como: elementos do tipo "brick" e hexagonais. Para os casos em que a frente da trinca seja uma curva, esta é aproximada por segmentos de reta, ou seja, pelas arestas dos elementos sólidos. Os Fatores de Intensificação de Tensões são então obtidos pela substituição das tensões calculadas nas Equações (3.1). A utilização desse procedimento acarreta um excessivo tempo de processamento em computadores de grande porte, [47]. Esse procedimento, pode, no entanto, ser otimizado pelo uso de um método baseado no erro induzido pela discretização da malha

de elementos finitos, [48]. De acordo com esse método, o valor de convergência do Fator de Intensificação de Tensões ( $K^*$ ) é alcançado quando o número de elementos da malha ( $N$ ) tende à infinito. Portanto, resolvendo o sistema de equações, abaixo:

$$K^{(i)} = K^* + A(N_i)^B \quad \text{com } i = 1, 2 \text{ e } 3 \quad (4.22)$$

onde: " $K^{(1)}$ ", " $K^{(2)}$ " e " $K^{(3)}$ " são os Fatores de Intensificação de Tensões avaliados, respectivamente, através de malhas com números de elementos iguais a " $N_1$ ", " $N_2$ " e " $N_3$ "; obtém-se " $A$ ", " $B$ " e " $K^*$ ", sendo que este último é o valor que se deseja.

O segundo modo, baseia-se na utilização de um elemento plano de trinca para o cálculo aproximado do Fator de Intensificação de Tensões e do conceito conhecido como "Linha de Mola" (Line-Spring), introduzido por Rice, [49], para estabelecer funções que permitam prever o comportamento do Fator de Intensificação de Tensões em toda a frente da trinca. No estabelecimento dessas funções, consideram-se apenas o formato e a posição relativa da trinca no sólido. Uma versão simplificada desse procedimento, conveniente quando se deseja apenas o Fator de Intensificação de Tensões máximo, é a obtenção de um parâmetro multiplicativo que considere o efeito tri-dimensional sobre o Fator de Intensificação de Tensões calculado através do elemento plano de trinca. Para o caso de uma trinca elíptica superficial a Referência [13], deste autor, apresenta o seguinte parâmetro:

$$Q = \frac{1}{\left\{ \int_0^{\pi/2} \left[ 1 - \frac{c^2 - a^2}{c^2} \sin^2 \theta \right] d\theta \right\}^2} \quad (4.23)$$

onde "a" e "c" foram definidos na Figura 4.1 e "θ" é uma variável angular de integração.

#### 4.5 - CONSIDERAÇÕES SOBRE PLASTICIDADE

Na prática, todos os materiais e especialmente os metais se deformam plasticamente, quando as tensões atingem níveis acima do limite de escoamento. Dessa forma, em torno da ponta de uma trinca, sempre existirá uma região onde ocorrerá deformação plástica, deixando de existir, portanto, a singularidade matemática citada em itens anteriores.

As vantagens, já amplamente percorridas, do uso do Fator de Intensificação de Tensões na análise de fratura frágil, conduziram alguns autores à proporem correções que possibilitassem considerar a existência da zona plástica na ponta da trinca.

Dentre os métodos para correção, destaca-se o desenvolvido por Dugdale, [50], o qual, considera um comprimento efetivo de trinca, adicionando a dimensão significativa da zona plástica (d) ao comprimento físico. Para fins de análise matemática, a trinca de comprimento "a" é estendida elasticamente até o comprimento "(a+d)"; e, uma

tensão interna, de valor igual ao limite de escoamento ( $\sigma_e$ ), é aplicada na região  $|x| < |a + d|$  para fechar a trinca, representando assim a zona plástica. Combinando o campo de tensões internas na zona plástica ( $\sigma_e$ ) com o campo de tensões externas ( $\sigma$ ), Dugdale demonstrou que:

$$\frac{a}{a+d} = \cos \left( \frac{\pi}{2} \frac{\sigma}{\sigma_e} \right) \quad (4.24)$$

ou seja, a dimensão significativa da zona plástica é dada por:

$$d = a \left[ \sec \left( \frac{\pi}{2} \frac{\sigma}{\sigma_e} \right) - 1 \right] \quad (4.25)$$

Desta forma, o Fator de Intensificação de Tensões corrigido é obtido adotando-se como comprimento da trinca a dimensão  $(a+d)$ , ou seja:

$$K_I = \alpha \sigma \sqrt{\pi(a+d)} \quad \text{ou,} \quad (4.26)$$

$$K_I = \alpha \sigma \sqrt{\pi a \sec \left( \frac{\pi}{2} \frac{\sigma}{\sigma_e} \right)}$$

onde " $\alpha$ " é uma constante que caracteriza a geometria da estrutura.

Para casos mais complexos, onde a tensão aplicada ( $\sigma$ ) não pode ser caracterizada por um valor único, tornando-se conveniente a utilização do Método dos Elementos Finitos para a análise de Fratura, a correção devido à plasticidade deve ser feita de outra forma. Primeiramente, calcula-se o Fator de Intensificação de Tensões para o tamanho de trinca físico. Depois, estima-se a dimensão significativa da zona plástica através da Equação (4.25) modificada, ou seja:

$$d = a \left[ \sec\left(\sqrt{\frac{\pi}{a}} \cdot \frac{K_I}{2\sigma_e}\right) - 1 \right] \quad (4.27)$$

Finalmente, considera-se o tamanho da trinca como sendo " $(a+d)$ " e calcula-se novamente o Fator de Intensificação de Tensões pelo Método dos Elementos Finitos.

A correção devido à plastificação do material na ponta da trinca só pode ser feita quando a zona plástica for pequena comparada com a trinca. Se a zona plástica for considerada grande, quando comparada com o tamanho da trinca, a aplicação da correção se torna duvidosa, uma vez que o desenvolvimento do Fator de Intensificação de Tensões é baseado na Teoria da Elasticidade.

Atualmente, o melhor procedimento de análise de fratura em regime elasto-plástico ou totalmente plástico é através da utilização do Método dos Elementos Finitos, juntamente com o conceito da Integral-J desenvolvido por Rice, [41]. Presentemente, este autor participa de um esforço de pesquisa do Departamento de Engenharia Naval da Escola Politécnica da USP, que visa a implementação do

código computacional de Elementos Finitos NAVSAP, a fim de possibilitar o seu uso no regime elasto-plástico. Primeiro passo no desenvolvimento de uma ferramenta de análise de fratura através da Integral-J.

#### 4.6 - MODELO DE ANALISE PROPOSTO

O modelo proposto para a análise de fraturas, motivo deste estudo, é baseado no Método dos Elementos Finitos e utiliza o Elemento Plano de Trinca, desenvolvido no Item 4.2, para representar a singularidade matemática que ocorre devido a existência da trinca. A Figura 4.3 apresenta a malha de elementos finitos proposta para a realização da análise. Uma vez que a trinca progride no sentido da espessura, a cada incremento no comprimento da trinca, o programa altera a configuração da malha, alternadamente, ou pelo aumento do tamanho da trinca no próprio elemento plano, ou pelo deslocamento do próprio elemento, de forma idêntica a que foi realizada na Referência [13], deste autor.

A análise é desenvolvida considerando apenas a trinca do 1º tipo da Figura 4.1, ou seja, uma trinca superficial de comprimento limitado. Os efeitos da tridimensionalidade da trinca são considerados através da Equação 4.3 supondo-se que o formato da trinca seja elíptico.

Finalmente, com relação à plastificação que ocorre na ponta da trinca, o modelo adota a correção representada pela Equação 4.27, associada ao respectivo procedimento de correção apresentado no Item 4.5 deste capítulo.

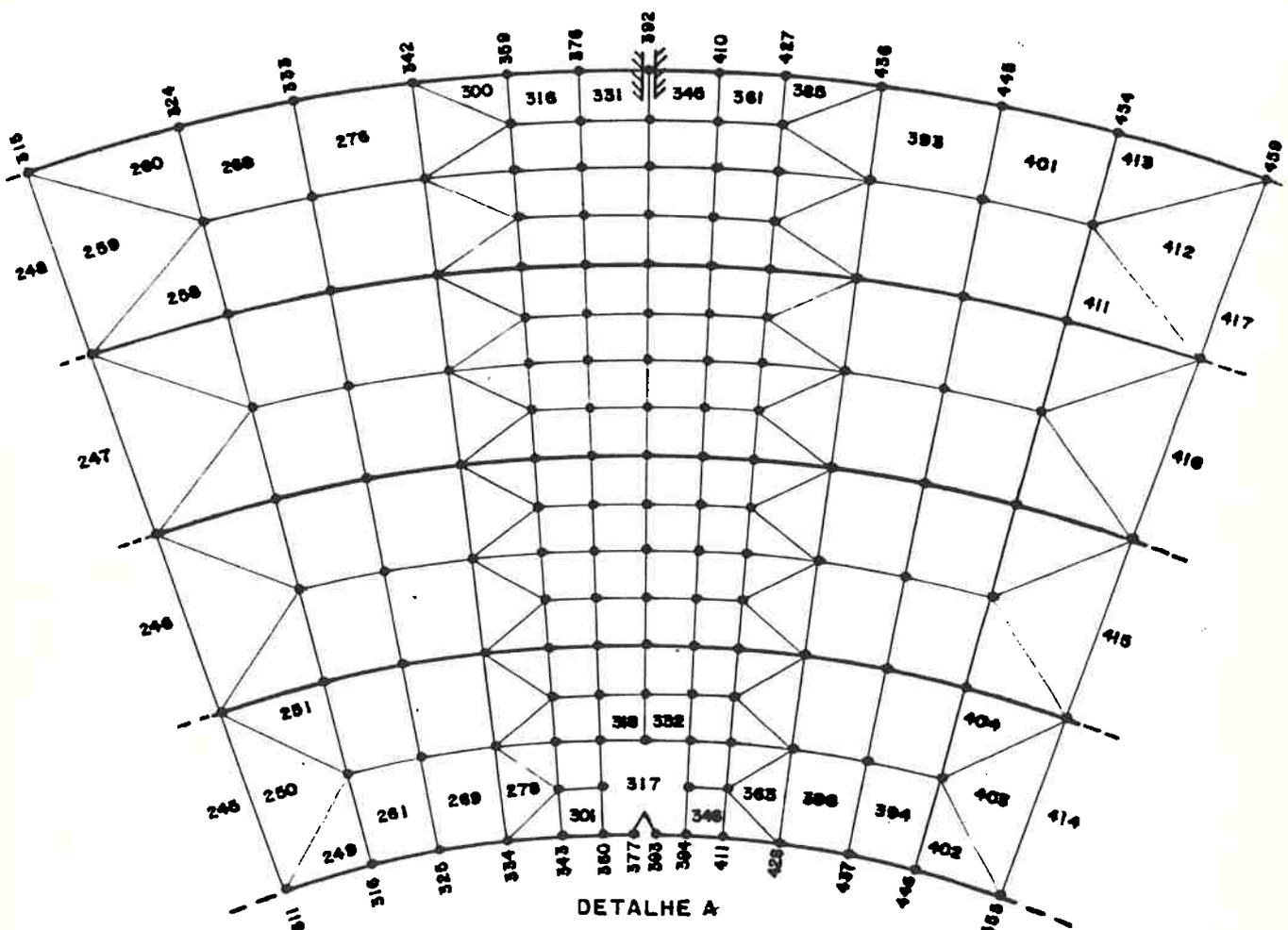
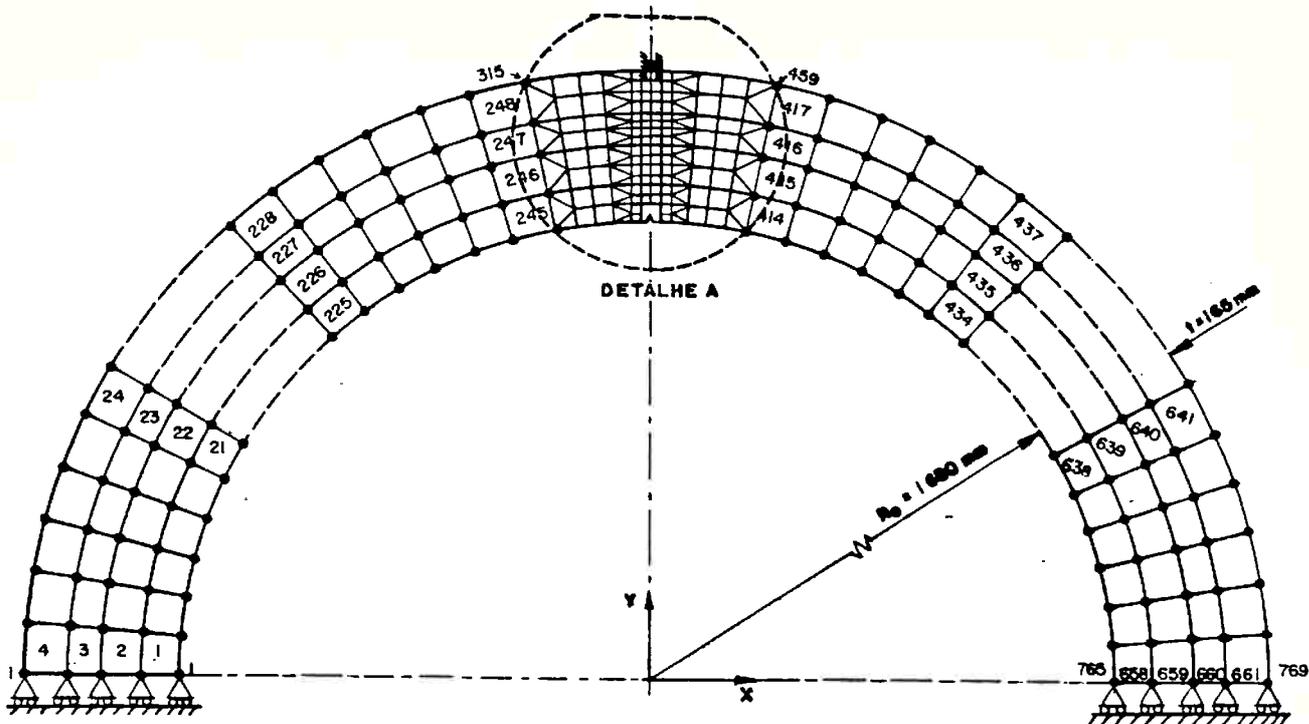


FIGURA 4.3 - Malha de Elementos Finitos Utilizada na Análise de Fratura.

## CAPÍTULO V

EXEMPLO ILUSTRATIVO:ESTIMATIVA DO TAMANHO CRÍTICO DE TRINCA DO VASO DE PRESSÃO  
DO REATOR NUCLEAR DA USINA ANGRA I5.1 - INTRODUÇÃO

O objetivo deste capítulo é aplicar o modelo de análise proposto no capítulo anterior, na estimativa do tamanho crítico de trinca de uma estrutura real, verificando assim a Integridade Estrutural quanto à Fratura. A fim de servir de exemplo ilustrativo para este estudo, selecionou-se o vaso de pressão do reator nuclear da Usina Angra I. Esta escolha deve-se basicamente a dois fatores. Primeiro, a preocupação da sociedade quanto à segurança da Usina Angra I. Esta preocupação ocorre em diferentes níveis, desde do simples vazamento de radioatividade em pequena escala durante a operação normal da usina, até aqueles que ocasionam grande impacto no meio ambiente, os quais, geralmente, são ocasionados por falhas estruturais, como o vazamento em grande escala de fluído radioativo ou como a falha catastrófica do vaso de pressão. O segundo fator, para a seleção deste exemplo ilustrativo, é a disponibilidade de um farto material bibliográfico, uma vez que usinas, como a de Angra I, já se encontram em operação a vários anos, fazendo com que informações sobre suas características geométricas, condições de operação, comportamento dos materiais, etc, deixassem de ser confidenciais, [51], [52],...[60].

A Figura 5.1 apresenta de forma esquemática as características geométricas do vaso de pressão utilizado no reator nuclear de Angra I. Para o presente exemplo os dados geométricos mais importantes são:

Diâmetro da Seção Cilíndrica ..  $D = 132,2 \text{ in} = 3360 \text{ mm}$

Espessura da Parede na Seção  
Cilíndrica .....  $t = 6,5 \text{ in} = 165 \text{ mm}$

As condições de operação do reator de interesse para a análise são as seguintes:

Pressão de Serviço .....  $P_s = 2.500 \text{ psi} = 17,5 \text{ MPa}$

Temperatura de Serviço ...  $T_s = 650 \text{ }^\circ\text{F} = 340 \text{ }^\circ\text{C}$

A seção III do "Boiler and Pressure Vessel Code" da ASME, [55], que normaliza o projeto e fabricação de um vaso de pressão nuclear, estabelece a pressão do projeto como sendo vinte por cento (20%) maior que a pressão de serviço e adota a temperatura de serviço como sendo a de projeto, tem-se portanto:

Pressão de Projeto .....  $P_p = 3000 \text{ psi} = 21 \text{ MPa}$

Temperatura de Projeto ....  $T_p = 650 \text{ }^\circ\text{F} = 340 \text{ }^\circ\text{C}$

Uma outra condição de operação importante, principalmente para a análise de fratura, é a de Resfriamento de Emergência (Loss-of-Coolant Accident), uma vez que com a diminuição da temperatura a Tenacidade à Fratura do material diminui a níveis que podem ser críticos

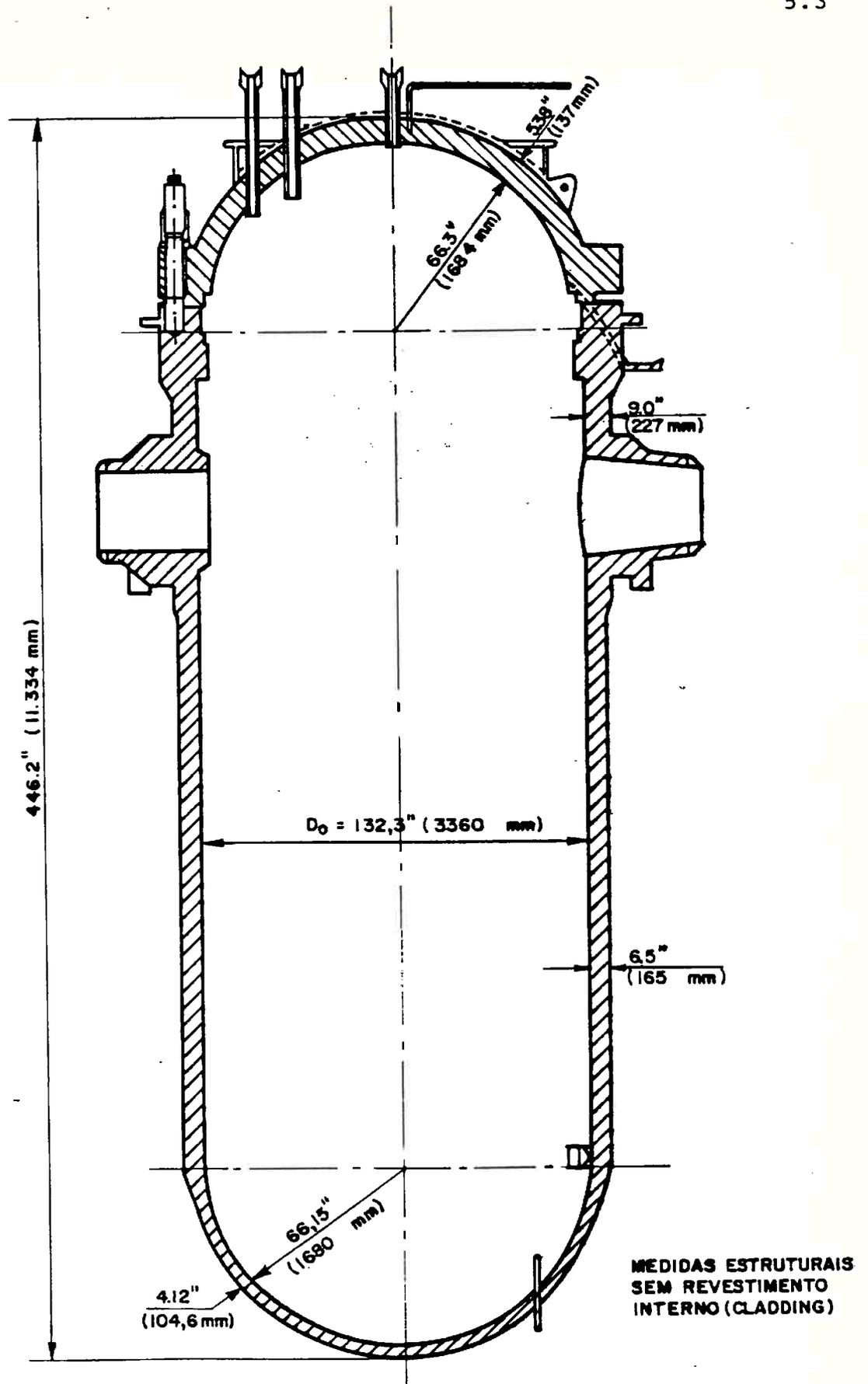


FIGURA 5.1 - Representação Esquemática do Vaso de Pressão do Reator Nuclear da Usina de Angra I.

para a integridade estrutural. Os valores da pressão e temperatura para essa condição, estimados com o auxílio das Referências [51], [56] e [58] são os seguintes:

Pressão de Resfriamento de  
Emergência .....  $P_R = 400 \text{ psi} = 3 \text{ MPa}$

Temperatura de Resfriamento  
de Emergência .....  $T_R = 120 \text{ }^\circ\text{F} = 50 \text{ }^\circ\text{C}$

O material principal, utilizado na fabricação do vaso de pressão foi o aço ASTM A533 Grau B cujas características são apresentadas no item seguinte, juntamente com detalhes e propriedades das juntas soldadas.

Para efeito da análise do tamanho crítico de trinca neste exemplo ilustrativo, será considerado o critério de falha do vaso de pressão que conduza ao vazamento do fluido refrigerante (Leak Before Break) não ocorrendo portanto, a falha catastrófica do vaso de pressão. Conforme estabelecido no capítulo anterior, será considerada a trinca do 1º tipo da Figura 4.1 com o seu plano de propagação paralelo à junta soldada axial.

## 5.2 - PROPRIEDADES DO MATERIAL

O aço estrutural utilizado na fabricação do vaso de pressão do reator nuclear de Angra I foi o ASTM A533 GRAU B - Classe 1, [51]. Trata-se de um aço liga Manganês-Molibidênio-Níquel, Temperado-Revenido, normalmente fabricado na forma de chapas laminadas. É equivalente ao aço, 20MnMoNi55 especificado pela norma DIN, que é utilizado nos vasos de pressão dos reatores das usinas de Angra II e III.

Este aço, ASTM A533 Grau B - Classe 1, tem sido utilizado na fabricação de vasos de pressão de grande porte e é uma versão modificada, pelo acréscimo de Níquel, do aço ASTM A302 - Grau B, muito usado nos primeiros reatores nucleares de origem americana.

Internamente, como proteção contra a corrosão (cladding), o vaso de pressão é revestido com o aço austenítico AISI 304. Mas, para efeito de análise do comportamento estrutural do vaso de pressão, esse revestimento não é considerado neste estudo, como aliás, é proposto pela norma, [55].

A composição química para o aço ASTM A533 Grau B é apresentada na Tabela 5.1, [52]. O controle da quantidade de elementos residuais, como por exemplo o Cobre, é de grande importância para garantir o comportamento mecânico desejado sob a influência de radiação neutrônica.

Os requisitos mecânicos estabelecidos pela ASME, [52], para o aço A533 Grau B são apresentados na Tabela 5.2. O comportamento da Resistência ao Escoamento em função da Fluência Neutrônica para várias temperaturas de Ensaio à Tração é apresentado na Figura 5.2. O comportamento da Resistência ao Escoamento da junta soldada por Arco-Submerso em função da temperatura de Ensaio à Tração para duas Fluências de Irradiação Neutrônica e apresentado na Figura 5.3. Para comparações, o comportamento do material base é mostrado na mesma figura.

TABELA 5.1

COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO AÇO A533 B - CLASSE 1


---

Carbono (max).....	0,25		
Manganês.....	1,15-1,50 (HA)*	ou	1,07-1,62 (PA)**
Fósforo (max).....	0,035		
Enxofre (max).....	0,040		
Silício .....	0,15-0,30 (HA)	ou	0,13-0,32 (PA)
Molibidênio .....	0,45-0,60 (HA)	ou	0,41-0,64 (PA)
Níquel .....	0,40-0,70 (HA)	ou	0,37-0,73 (PA)

CONTROLE DE ELEMENTOS RESIDUAIS

Cobre (max).....	0,10 (HA)	ou	0,12 (PA)
Fósforo (max) ...	0,012 (HA)	ou	0,015 (PA)
Enxofre (max) ...	0,015 (HA)	ou	0,018 (PA)
Vanádio (max) ...	0,05 (HA)	ou	0,06 (PA)

---

\* HA - Análise de Panela (Heat Analysis)

\*\* PA - Análise de Produto (Product Analysis)

---

TABELA 5.2

REQUISITOS MECÂNICOS DO AÇO A533 B - CLASSE 1


---

Resistência à Tração.....	550-690 MPa(80-100 Ksi)
Resistência ao Escoamento.....	345 MPa (50 Ksi)
Alongamento em 2 in(50,8 mm)..	18 %

---

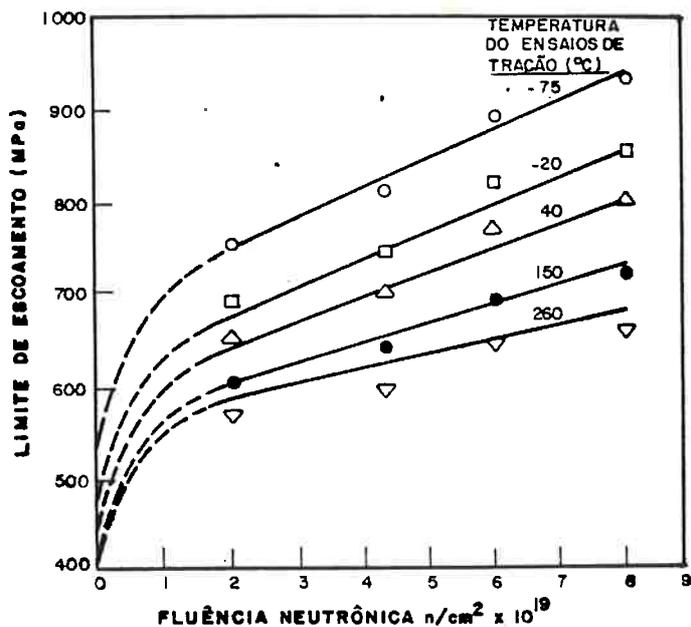


FIGURA 5.2 - Efeito da Fluência Neutrônica no Limite de Limite de Escoamento do Aço A533-B.

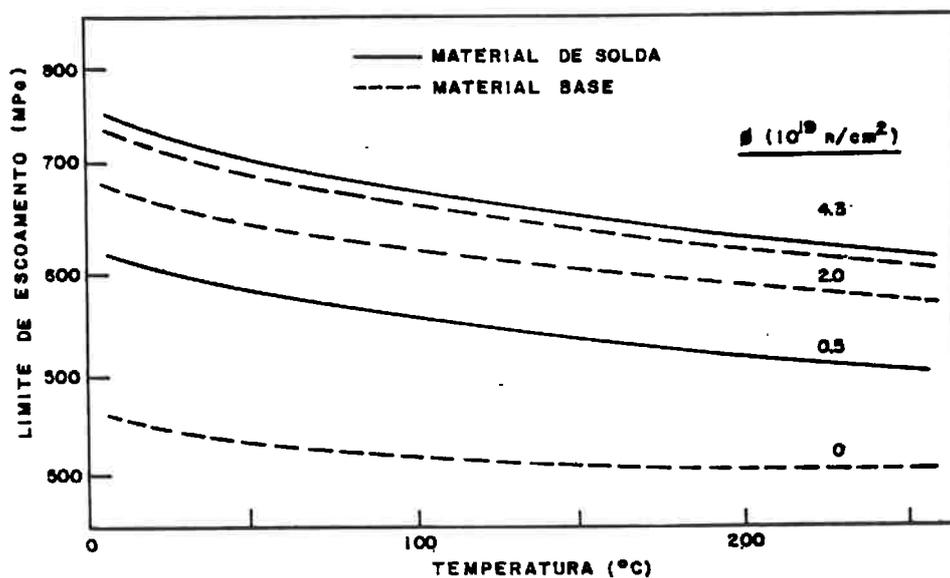


FIGURA 5.3 - Limite de Escoamento em Função da Temperatura do Aço A533-B.

Na Figura 5.4 são apresentados alguns resultados de Ensaio Charpy para o aço A533-Grau B e para suas juntas soldadas pelo processo de soldagem à arco submerso, [59], [60]. O efeito detrimental da radiação neutrônica, caracterizado na figura pelo maior ou menor deslocamento para a direita da curva correspondente ao material irradiado, é altamente afetado pelo conteúdo residual de cobre no material. Justamente por esse motivo e pela dificuldade de controlar os níveis de Cobre numa junta soldada é que a curva correspondente ao material de solda irradiado é proporcionalmente mais deslocada para a direita do que a do material base.

A Tenacidade à Fratura em Presença de Trinca (Fracture Toughness- $K_{Ic}$ ) é apresentada em função da Temperatura na Figura 5.5 para o material Base e Metal de Solda, nas condições iniciais de fabricação e após o material ter sofrido a influência da radiação neutrônica, [54], [57], [61].

As propriedades mecânicas utilizadas na análise de fratura são a Tenacidade à Fratura em Presença de Trinca e o Limite de Resistência ao Escoamento. A primeira é utilizada como limite do Fator de Intensificação de Tensões na estimativa do tamanho crítico da trinca. A segunda é utilizado o cálculo do tamanho da zona plástica na ponta da trinca, permitindo assim, um refinamento no cálculo do Fator de Intensificação de Tensões.

Para o desenvolvimento da análise numérica são consideradas duas temperaturas de operação do vaso. A Temperatura de Projeto ( $T_p = 340 \text{ }^\circ\text{C}$ ) e a temperatura de Resfriamento de Emergência ( $T_p = 50 \text{ }^\circ\text{C}$ ). Considerando-se também que o material do vaso já tenha sido afetado pela radiação neutrônica ( $\Phi = 4 - 6 \cdot 10^{19} \text{ n/cm}^2$ ) e que a ponta da trinca esteja posicionada na Zona Termicamente Afetada da

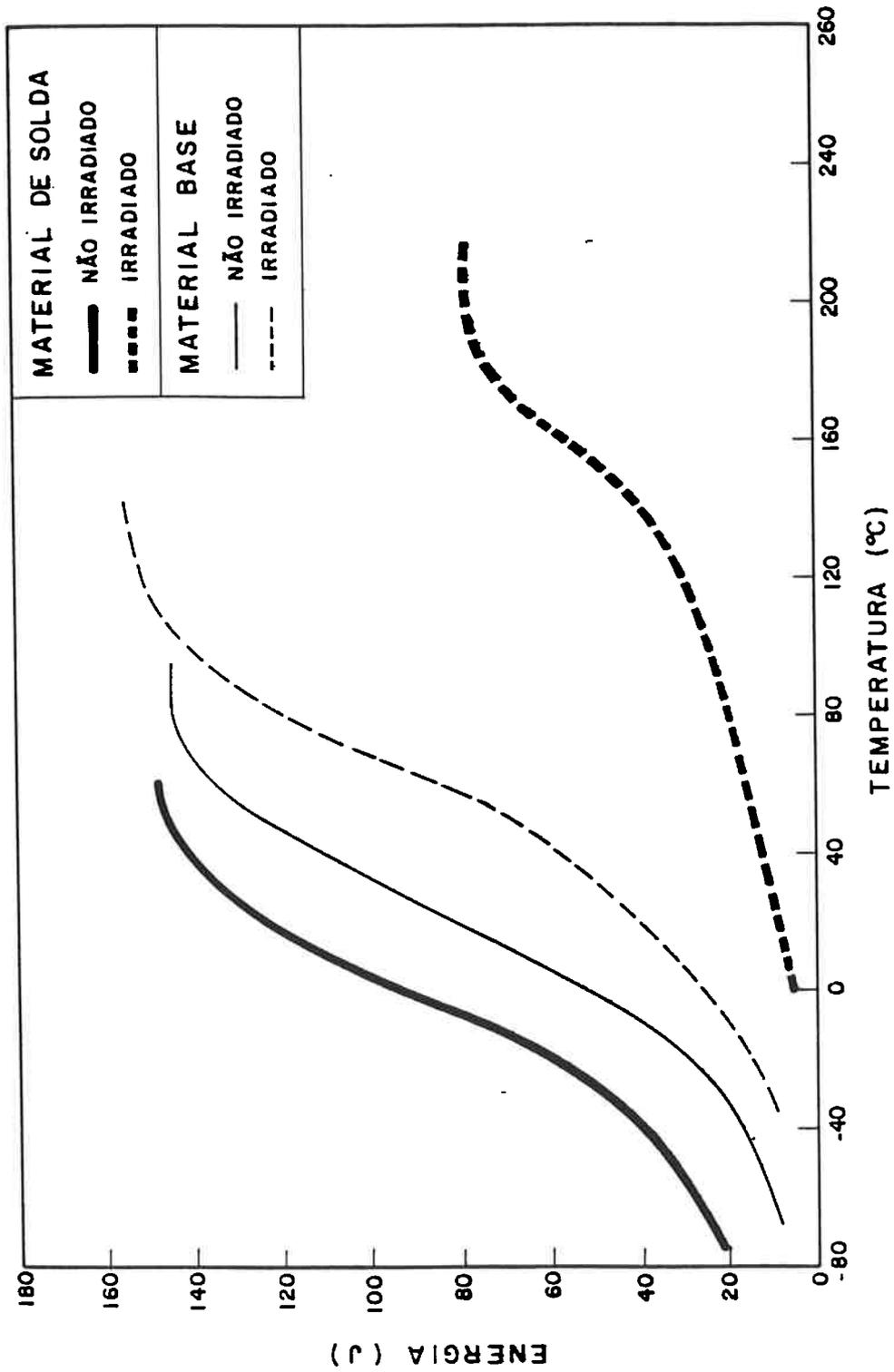


FIGURA 5.4 - Curvas de Ensaio Charpy do Aço A533-B e de sua Junta Soldada à Arco Submerso.

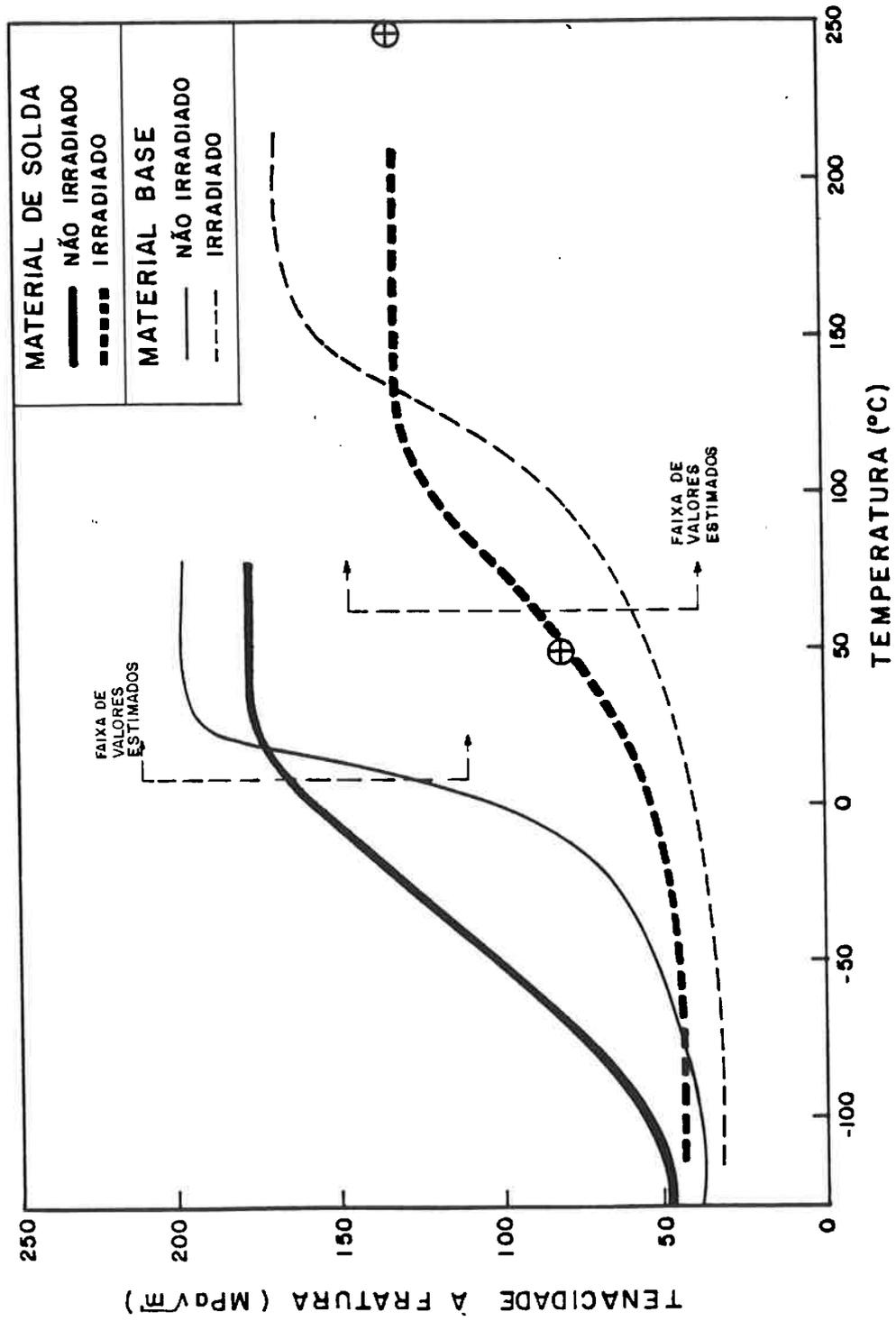


FIGURA 5.5 - Tenacidade à Fratura em Função da Temperatura do Aço A533-B e de sua Junta Soldada à Arco Submerso.

Junta Soldada, obtém-se através dos gráficos apresentados nas Figuras 5.2, 5.3, 5.4 e 5.5, dois pares do Limite de Resistência ao Escoamento e da Tenacidade a Fratura em Presença de Trinca, ou seja:

$$(\sigma_e)_P = 610 \text{ MPa} ; (K_{IC})_P = 125 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$$

e

$$(\sigma_e)_R = 710 \text{ MPa} ; (K_{IC})_R = 75 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$$

### 5.3 - CARREGAMENTO

A análise de fratura considera apenas o carregamento estático composto pela pressão interna e pela distribuição de tensões residuais. As tensões térmicas não são consideradas, uma vez que faltam informações dos transitórios termo-hidráulicos do reator, para a estima das mesmas.

É considerado um conjunto de seis condições de carregamento, composto de três distribuições de tensões residuais para as condições de projeto e de resfriamento de emergência.

A pressão é considerada aplicada na parede interna do vaso e na superfície da trinca, sendo que as duas condições de pressão são:

$$P_P = 21 \text{ MPa}$$

$$P_R = 3 \text{ MPa}$$

A distribuição de tensões residuais adotada é apresentada na Figura 5.6. Essa distribuição foi idealizada a partir das distribuições de tensões residuais apresentadas na Figura 2.11, adaptando-as a espessura do vaso e ao limite de resistência ao escoamento do aço ASTM A533 Grau B. Para efeitos comparativos, a estrutura também foi considerada sob a influência de uma distribuição constante de tensões residuais no valor de 50 MPa, conforme sugestão apresentada na Referência [54], assim como, aliviada das tensões residuais (tensão residual nula).

#### 5.4 - ANÁLISE NUMÉRICA

A análise numérica é baseada no Método dos Elementos Finitos. Além das subrotinas do código computacional desenvolvidas pelo autor, o programa principal denominado de CRAVAP, acessa também subrotinas do código computacional FEABL, [62].

A modelagem da estrutura é apresentada esquematicamente na Figura 4.3, onde é mostrada a malha de elementos finitos para os passos iniciais do crescimento de trinca. Por motivo de clareza da figura, o raio interno e a espessura do cilindro são apresentados em escalas diferentes.

A malha possui 588 elementos quadrangulares, 72 elementos triangulares e 1 elemento plano de trinca. Os elementos quadrangulares e triangulares são do tipo plano e foram desenvolvidos através da adoção de campos de deslocamentos e da suposição de deformações constantes nos seus interiores. O número total de nós da malha, dependendo do comprimento da trinca, varia de 769 a 783.

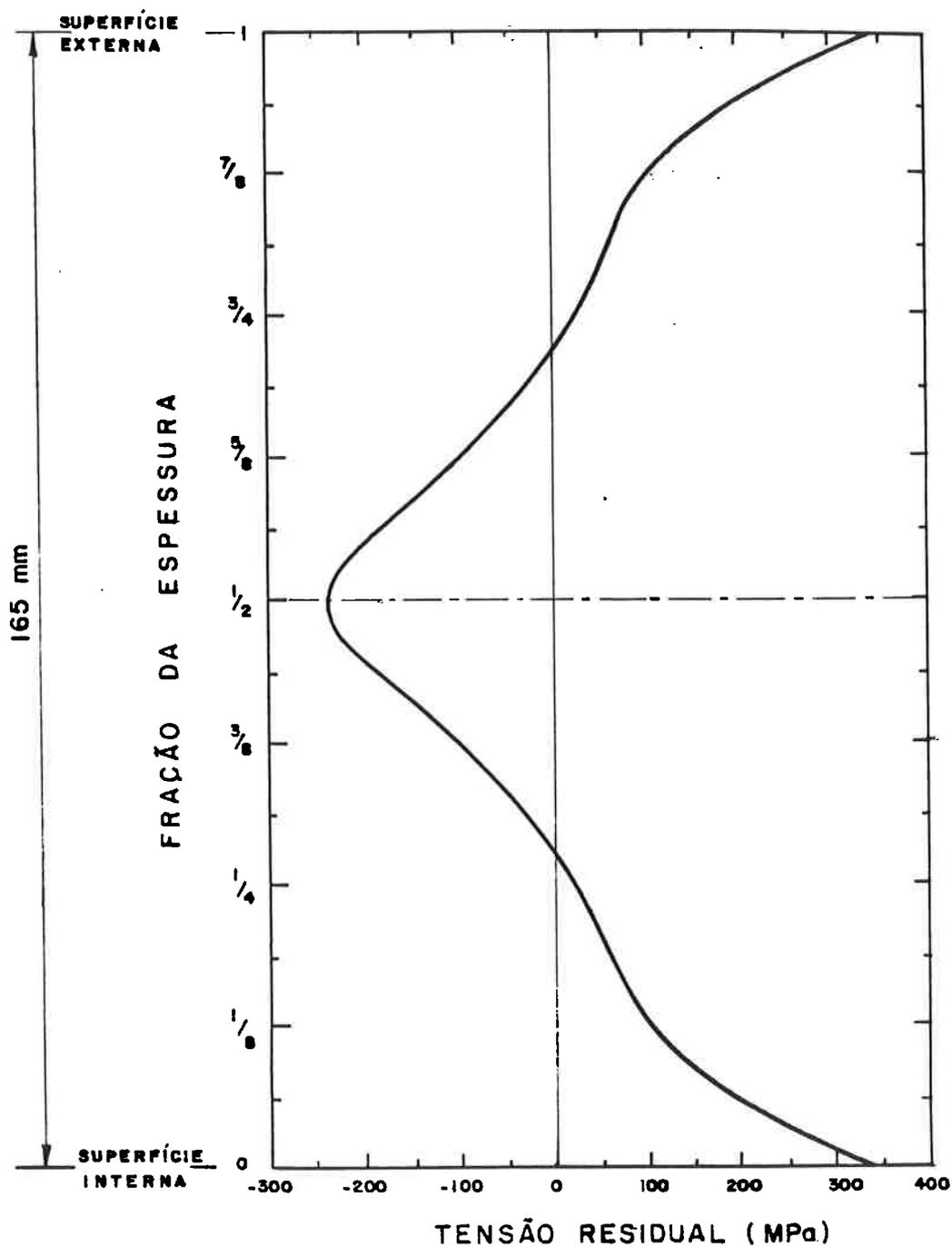


FIGURA 5.6 - Distribuição de Tensões Residuais através da Espessura do Vaso de Pressão da Usina Nuclear de Angra I (ESTIMADA).

Os dados de entrada utilizados no programa computacional, já apresentados em itens anteriores, são resumidos na Tabela 5.3, para as seis condições de carregamento.

As curvas com os Fatores de Intensificação de Tensões em função do comprimento da trinca, para todas condições de carregamento, são apresentadas na Figura 5.7. O tamanho crítico de trinca ( $a_c$ ), obtido através das curvas da Figura 5.7, e apresentado na Tabela 5.4 abaixo para cada condição de carregamento. Uma vez que teoricamente o tamanho da trinca varia de forma parabólica com relação ao Fator de Intensificação de Tensões, o tamanho crítico de trinca ( $a_c$ ) pode ser estimado através da relação abaixo, sem a necessidade de recursos gráficos.

$$a_c = a_{N-1} + (a_N - a_{N-1}) \frac{(K_{IC})^2 - (K_{I, N-1})^2}{(K_{I, N})^2 - (K_{I, N-1})^2}$$

Onde,  $(K_{I, N})$  é o valor calculado do Fator de Intensificação de Tensões imediatamente superior ao valor da Tenacidade à Fratura ( $K_{IC}$ ), corresponde ao tamanho de trinca ( $a_N$ ).

A Condição de Carregamento "C" é a mais crítica de todas, uma vez que conduz ao menor tamanho crítico de trinca, conforme pode ser constatado na Tabela 5.4. Isso significa que caso ocorra uma trinca de no mínimo 32 mm de comprimento e a idealização da tensão residual esteja

TABELA 5.3

DADOS DE ENTRADA DO PROGRAMA CRAVAP

COND.	TEMP. (°C)	$K_{Ic}$ (MPa m)	$\sigma_e$ (MPa)	PRESSÃO (MPa)	TENSÃO RESIDUAL (MPa)
A	340	125	610	21	0 (cte)
B	340	125	610	21	50(cte)
C	340	125	610	21	Fig. 5.6
D	50	75	710	3	0 (cte)
E	50	75	710	3	50(cte)
F	50	75	710	3	Fig. 5.6

Módulo de Elasticidade ..... : 210,0 GPa

Coefficiente de Poisson ..... : 0,3

TABELA 5.4

TAMANHO CRÍTICO DE TRINCA

CONDIÇÃO	$a_c$ (mm)
A	53
B	43
C	32
D	123
E	89
F	113

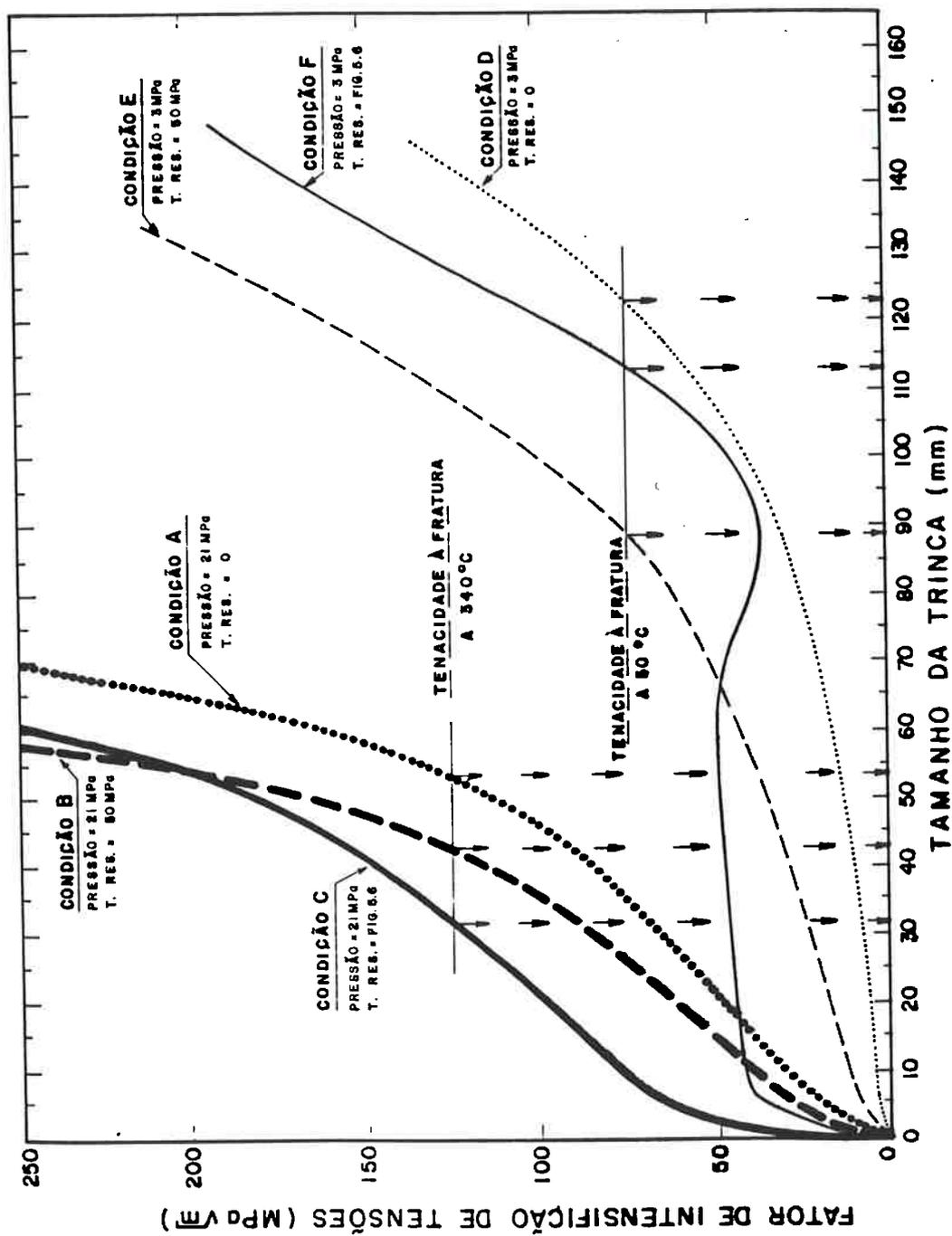


FIGURA 5.7 - Fator de Intensificação de Tensões em Função do Tamanho da Trinca para Seis Condições de Carregamento.

correta, a trinca se propagará ocasionando o vazamento do fluído refrigerante.

As Condições de Carregamento "D", "E" e "F", que simulam o vaso de pressão na situação de Refrigeração de Emergência, são muito menos críticas do que as condições ditas de projeto ("A", "B" e "C"). No entanto, é necessário uma estimativa mais acurada da pressão interna no Resfriamento de Emergência, pois, aparentemente, uma pequena variação na pressão interna pode fazer com que essa situação se inverta.

## CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES6.1 - CONCLUSÕES FINAIS

Após o término do presente estudo, algumas conclusões de caráter geral merecem ser aqui enfatizadas. As conclusões são as seguintes:

(i) A análise convencional de tensões não é suficiente para garantir a integridade de estruturas soldadas, uma vez que as imperfeições introduzidas pela soldagem afetam substancialmente o comportamento da estrutura.

(ii) A geometria cilíndrica da estrutura, além de dificultar a análise de fratura propriamente dita, introduz uma auto restrição ao deslocamento transversal das juntas durante a soldagem, introduzindo assim, níveis de tensões residuais relativamente maiores aos existentes em estruturas planas que não tenham restrição ao deslocamento das juntas.

(iii) O conhecimento preciso da distribuição através da espessura dos níveis de tensões residuais é essencial para a estimativa do tamanho crítico de trinca, não bastando, portanto, apenas os níveis de tensões residuais nas superfícies da estrutura.

(iv) A alteração das propriedades mecânicas do material - pela influência de fatores como temperatura e fluência neutrônica - conduz à conclusões antagônicas dependendo do critério de falha utilizado. A diminuição da temperatura e o aumento da fluência neutrônica fazem com que

o limite de resistência ao escoamento do aço aumente, favorecendo o desempenho da estrutura sob o enfoque da análise convencional de tensões. No entanto, o mesmo fenômeno que ocasiona o aumento do limite de resistência ao escoamento geralmente conduz a uma diminuição da tenacidade à fratura, prejudicando o desempenho estrutural sob o enfoque da análise de fratura. Portanto, a fim de garantir a integridade estrutural, torna-se necessário o desenvolvimento da análise de fratura em conjunto com a análise convencional de tensões.

(v) Para um determinado Fator de Intensificação de Tensões, a adoção da correção devido à plastificação do material faz com que os tamanhos físicos de trinca sejam menores para os materiais dúcteis do que para os frágeis. Isso não deve ser confundido com o efeito da tenacidade à fratura que faz com que o tamanho crítico de trinca seja maior para os materiais dúcteis do que para os frágeis.

(vi) O elemento plano de trinca permite o cálculo do Fator de Intensificação de Tensões dentro de padrões de precisão perfeitamente aceitáveis (até 5%) em problemas de engenharia.

(vii) Em vista da complexidade do problema, o procedimento de análise proposto mostrou-se extremamente efetivo para avaliar o comportamento do Fator de Intensificação de Tensões em função do tamanho da trinca para diversas condições de carregamento. A utilização desse procedimento no projeto de estruturas cilíndricas soldadas pode representar uma grande evolução no sentido a se aumentar a confiabilidade estrutural de vasos de pressão, tubulações, veículos submersíveis, etc.

(viii) Com relação ao exemplo ilustrativo, respeitando as limitações impostas pelas diversas hipóteses adotadas, pode-se concluir que a segurança do vaso de pressão do reator de Angra I estará garantida se as inspeções periódicas permitirem a detecção de trincas com comprimentos inferiores à 32 mm através da espessura da parede do vaso.

## 6.2 - RECOMENDAÇÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

O desenvolvimento do presente trabalho revelou alguns tópicos de pesquisa dignos de serem implementados em estudos futuros. Os principais tópicos de pesquisas sugeridos são os seguintes:

(i) Desenvolvimento de ensaios experimentais de soldagem, em corpos de prova que consigam reproduzir as condições existentes na estrutura real, para a avaliação da distribuição das tensões residuais nos diversos tipos de juntas.

(ii) Estudo e adaptação dos processos e procedimentos de soldagem, visando a minimização dos níveis de tensões residuais e a melhoria das características mecânicas e metalúrgicas da junta soldada.

(iii) Compilação dos formatos e tamanhos de trincas ocasionadas pela soldagem em estruturas reais, para a formação de uma base estatística.

(iv) Utilização do modelo proposto neste estudo visando avaliar o comportamento à fratura de estruturas submetidas à tensões térmicas.

(v) Desenvolvimento de um elemento axissimétrico de trinca que permita a análise de trincas circunferenciais.

(vi) Análise tri-dimensional de fratura para avaliar o comportamento de trincas posicionadas em regiões de geometria complexa (flanges, bocais, calotas, etc) e para determinar a direção de propagação de trincas de formato irregular submetidas a campos tri-dimensionais de tensões.

(vii) Levantamento de dados estatísticos e desenvolvimento de modelo probabilísticos, que associado ao modelo determinístico apresentado neste estudo permitirá a avaliação da Confiabilidade Estrutural.

(viii) Utilização dos conceitos do Deslocamento da Abertura da Trinca (Crack Opening Displacement-COD) e da Integral-J visando a implementação de modelos numérico-computacionais para a análise elasto-plástica de fratura.

(ix) Estudo experimental para aferir os modelos numérico-computacionais de análise de fratura, principalmente no que diz respeito à influência do tamanho da zona plástica existente na ponta da trinca.

(x) Implementação do modelo proposto neste estudo, visando a análise de fadiga em estruturas soldadas.

## APÊNDICE A

SAÍDA TÍPICA DO PROGRAMA"CRAVAP"A.1 - INTRODUÇÃO

Os resultados apresentados neste apêndice referem-se apenas ao primeiro passo da trinca ( $a = 5,2$  mm), para a Condição de Carregamento B.

A saída do Programa é dividida em três partes. A primeira, apresenta os dados de entrada dos materiais, da estrutura e do carregamento. A segunda parte apresenta os resultados da análise de fratura propriamente dita. A última, optativa, apresenta os níveis de tensões no centro dos elementos da malha considerada, onde,

XC e YC .... Coordenadas do centro dos elementos, conforme sistema de eixos "X-Y" apresentado na Figura 4.3 (Unidade: m);

SXXC ..... Tensão Normal na direção "X" (MPa);

SYXC ..... Tensão Normal na direção "Y" (MPa);

SXYC ..... Tensão de Cisalhamento no plano "XY" (MPa).

Para o Elemento Plano de Trinca (Elemento nº 317), "XC" e "YC" correspondem às coordenadas da ponta da trinca e as tensões não são impressas pois, teoricamente, elas são consideradas como sendo infinitas.

A.2 - DADOS DE ENTRADA

## ANALISE DE FRATURA DE VASOS DE PRESSAO SOLDADOS

CONDICAO: B

## \* DADOS DOS MATERIAIS \*

MODULO DE YOUNG (E) . . . . .	210000.00 MPA
COEFICIENTE DE POISON (POR) . . . . .	0.30
TENACIDADE A FRATURA (FTKIC) . . . . .	125.00 MPA/SGFT(M)
LIMITE DE ESCCAMENTO (YS) . . . . .	610.00 MPA

## \* DADOS DA ESTRUTURA \*

ESPESSURA DO VASO DE PRESSAO (PTHK) . .	165.00 MM
RADIO INTERNO DO VASO (RINT) . . . . .	1680.00 MM

## \* DADOS DO CARREGAMENTO \*

PRESSAO INTERNA (PRES) . . . . .	21.00 MPA
----------------------------------	-----------

## \* DISTRIBUICAO DE TENSAO RESIDUAL (TRACAO:+) (MPA) \*

50.00	50.00	50.00	50.00	50.00
50.00	50.00	50.00	50.00	50.00
50.00	50.00	50.00	50.00	50.00
50.00	50.00	50.00	50.00	50.00
50.00	50.00	50.00	50.00	50.00
50.00	50.00	50.00	50.00	50.00
50.00	50.00	50.00	50.00	50.00

OBSES.: VALORES DADOS DE SUPERFICIE A SUPERFICIE EM  
PONTOS EQUIDISTANTES ATRAVES DA ESPESSURA

A.3 - RESULTADOS DA ANÁLISE DE FRATURA

NUMERO DO PASSO 1

TAMANHO DA TRINCA = 5.20000 MM

## \* FATOR DE INTENSIFICACAO DE TENSAO (MPA/SQRT(M)) \*

KI	- 2D =	35.72
KII	- 2D =	-0.00
KI	- 3D =	26.75
KII	- 3D =	-0.00

ENERGIA ELASTICA DE DEFORMACAO TOTAL ..... .943414E-01

TAXA DE ALIVIO DA ENERGIA DE DEFORMACAO... 9.14825

## DESLOCAMENTO DA ABERTURA DA TRINCA (CDD)

DIST. CENTRO DA TRINCA (M)	=	0.000 *	0.197 *
CDC NA DISTANCIA ACIMA (M)	=	.6151E-03 *	.9027E-03 *

TAMANHO ZONA PLASTICA (RY) = 0.3051 MM

RAZAO RY/TAM. TRINCA (RY/A) = 0.0589

CORRECAO DE DUGDALE ..... = 0.9538MM

TAMANHO DE TRINCA CORRIGIDO= 6.0538MM

A.4 - NÍVEIS DE TENSÕES

ELEMENTO	XC	YC	SXXC	SYXC	SXYC
1	-1.70	0.02	-18.00	221.75	2.92
2	-1.74	0.02	-12.38	216.19	2.78
3	-1.78	0.02	-7.16	211.01	2.66
4	-1.82	0.02	-2.28	206.18	2.54
5	-1.70	0.06	-17.71	221.47	8.75
6	-1.74	0.06	-12.11	215.92	8.34
7	-1.78	0.07	-6.90	210.75	7.96
8	-1.82	0.07	-2.03	205.93	7.61
9	-1.70	0.10	-17.14	220.90	14.56
10	-1.74	0.11	-11.57	215.38	13.88
11	-1.78	0.11	-6.38	210.23	13.25
12	-1.82	0.11	-1.54	205.44	12.66
13	-1.69	0.14	-16.29	220.05	20.34
14	-1.74	0.15	-10.76	214.57	19.39
15	-1.78	0.15	-5.61	209.46	18.51
16	-1.82	0.16	-0.80	204.70	17.68
17	-1.69	0.19	-15.16	218.92	26.06
18	-1.73	0.19	-9.69	213.49	24.85
19	-1.77	0.19	-4.58	208.43	23.72
20	-1.81	0.20	0.18	203.72	22.66
21	-1.69	0.23	-13.76	217.52	31.73
22	-1.73	0.23	-8.34	212.15	30.25
23	-1.77	0.24	-3.30	207.15	28.87
24	-1.81	0.24	1.41	202.49	27.59
25	-1.68	0.27	-12.08	215.83	37.32
26	-1.72	0.27	-6.74	210.55	35.58
27	-1.76	0.28	-1.77	205.62	33.96
28	-1.80	0.29	2.87	201.03	32.45
29	-1.67	0.31	-10.12	213.88	42.82
30	-1.71	0.32	-4.88	208.69	40.83
31	-1.75	0.32	0.01	203.85	38.97
32	-1.79	0.33	4.56	199.33	37.23
33	-1.66	0.35	-7.91	211.67	48.22
34	-1.70	0.36	-2.77	206.57	45.98
35	-1.74	0.37	2.02	201.83	43.88
36	-1.79	0.37	6.49	197.41	41.93
37	-1.66	0.39	-5.43	209.19	53.51
38	-1.70	0.40	-0.40	204.21	51.01
39	-1.74	0.41	4.28	199.58	48.69
40	-1.78	0.42	8.65	195.25	46.53
41	-1.65	0.43	-2.70	206.46	58.67
42	-1.69	0.44	2.20	201.61	55.93
43	-1.73	0.45	6.76	197.09	53.39
44	-1.75	0.46	11.02	192.88	51.01
45	-1.63	0.47	0.28	203.48	63.69

ELEMENT	XC	YC	SXXC	SYXC	SXYC
46	-1.67	0.48	5.04	198.77	60.72
47	-1.71	0.49	9.47	194.38	57.96
48	-1.75	0.50	13.61	190.29	55.38
49	-1.62	0.51	3.50	200.26	68.56
50	-1.66	0.52	8.11	195.70	65.36
51	-1.70	0.53	12.40	191.45	62.39
52	-1.74	0.55	16.41	187.49	59.61
53	-1.61	0.55	6.95	196.80	73.27
54	-1.65	0.56	11.40	192.40	69.85
55	-1.69	0.58	15.55	188.31	66.67
56	-1.73	0.59	19.41	184.48	63.70
57	-1.60	0.59	10.63	193.12	77.80
58	-1.63	0.60	14.91	188.90	74.17
59	-1.67	0.62	18.89	184.96	70.80
60	-1.71	0.63	22.61	181.29	67.64
61	-1.58	0.63	14.53	189.23	82.15
62	-1.62	0.64	18.62	185.18	78.32
63	-1.66	0.66	22.44	181.41	74.75
64	-1.70	0.67	26.00	177.90	71.43
65	-1.57	0.66	18.63	185.13	86.30
66	-1.60	0.68	22.53	181.27	82.28
67	-1.64	0.70	26.17	177.68	78.53
68	-1.68	0.71	29.56	174.33	75.04
69	-1.55	0.70	22.93	180.83	90.25
70	-1.59	0.72	26.63	177.17	86.04
71	-1.62	0.74	30.08	173.77	82.13
72	-1.66	0.75	33.30	170.60	78.47
73	-1.53	0.74	27.41	176.34	93.99
74	-1.57	0.76	30.91	172.90	89.61
75	-1.61	0.78	34.16	169.69	85.53
76	-1.64	0.79	37.20	166.70	81.72
77	-1.51	0.78	32.08	171.68	97.50
78	-1.55	0.80	35.35	168.45	92.96
79	-1.59	0.82	38.41	165.45	88.72
80	-1.62	0.83	41.26	162.64	84.78
81	-1.49	0.81	36.91	166.85	100.78
82	-1.53	0.83	39.96	163.85	96.08
83	-1.57	0.85	42.80	161.05	91.71
84	-1.60	0.87	45.46	158.44	87.63
85	-1.47	0.85	41.89	161.97	103.82
86	-1.51	0.87	44.71	159.10	96.98
87	-1.54	0.89	47.34	156.52	94.48
88	-1.58	0.91	49.79	154.11	90.27
89	-1.45	0.89	47.01	156.74	106.62
90	-1.49	0.91	49.59	154.21	101.65
91	-1.52	0.93	52.00	151.85	97.02

ELEMENTIC	XC	YC	SXXC	SYXC	SXYC
92	-1.56	0.95	54.24	149.66	92.71
93	-1.43	0.92	52.27	151.49	109.16
94	-1.46	0.94	54.60	149.20	104.08
95	-1.50	0.97	56.78	147.07	99.34
96	-1.53	0.99	58.81	145.09	94.92
97	-1.41	0.96	57.64	146.12	111.45
98	-1.44	0.98	59.72	144.08	106.26
99	-1.48	1.00	61.67	142.19	101.42
100	-1.51	1.02	63.48	140.42	96.91
101	-1.38	0.99	63.11	140.64	113.47
102	-1.42	1.01	64.95	138.86	108.18
103	-1.45	1.04	66.65	137.20	103.26
104	-1.48	1.06	68.25	135.66	98.66
105	-1.36	1.02	68.68	135.07	115.22
106	-1.39	1.05	70.25	133.55	109.85
107	-1.42	1.07	71.72	132.13	104.85
108	-1.46	1.10	73.09	130.81	100.19
109	-1.32	1.06	74.33	129.42	116.70
110	-1.37	1.08	75.64	128.17	111.26
111	-1.40	1.11	76.86	126.99	106.20
112	-1.43	1.13	78.00	125.90	101.47
113	-1.31	1.09	80.04	123.71	117.90
114	-1.34	1.11	81.09	122.72	112.41
115	-1.37	1.14	82.06	121.80	107.29
116	-1.40	1.17	82.97	120.94	102.52
117	-1.28	1.12	85.31	117.95	118.83
118	-1.31	1.15	86.58	117.22	113.29
119	-1.34	1.17	87.30	116.55	108.13
120	-1.37	1.20	87.98	115.92	103.32
121	-1.25	1.15	91.61	112.14	119.47
122	-1.28	1.18	92.11	111.69	113.90
123	-1.31	1.21	92.58	111.27	108.72
124	-1.34	1.23	93.02	110.88	103.88
125	-1.22	1.18	97.44	106.32	119.83
126	-1.25	1.21	97.67	106.14	114.24
127	-1.28	1.24	97.89	105.97	109.04
128	-1.31	1.27	98.09	105.81	104.19
129	-1.20	1.21	103.27	100.48	119.90
130	-1.22	1.24	103.23	100.57	114.31
131	-1.25	1.27	103.20	100.66	109.11
132	-1.28	1.30	103.17	100.74	104.26
133	-1.17	1.24	109.11	94.65	119.69
134	-1.19	1.27	108.80	95.01	114.11
135	-1.22	1.30	108.51	95.35	108.92
136	-1.25	1.33	108.24	95.66	104.07
137	-1.14	1.27	114.92	88.83	119.19

ELEMENTC	XC	YC	SXXC	SYYC	SXYC
138	-1.16	1.30	114.34	89.46	113.64
139	-1.19	1.33	113.80	90.05	108.47
140	-1.22	1.36	113.30	90.61	103.64
141	-1.16	1.29	120.71	83.04	118.42
142	-1.13	1.32	119.86	83.95	112.90
143	-1.16	1.36	119.07	84.79	107.76
144	-1.18	1.39	118.33	85.58	102.97
145	-1.07	1.32	126.45	77.30	117.36
146	-1.10	1.35	125.33	78.47	111.89
147	-1.12	1.38	124.29	79.56	106.80
148	-1.15	1.42	123.32	80.58	102.05
149	-1.04	1.35	132.13	71.62	116.03
150	-1.06	1.38	130.75	73.05	110.62
151	-1.09	1.41	129.46	74.39	105.59
152	-1.12	1.44	128.26	75.64	100.89
153	-1.01	1.37	137.74	66.01	114.42
154	-1.03	1.40	136.10	67.70	109.09
155	-1.06	1.44	134.57	69.29	104.12
156	-1.08	1.47	133.14	70.76	99.49
157	-0.97	1.39	143.27	60.48	112.53
158	-1.00	1.43	141.37	62.43	107.29
159	-1.02	1.46	139.60	64.26	102.41
160	-1.04	1.50	137.95	65.96	97.85
161	-0.94	1.42	148.70	55.05	110.39
162	-0.96	1.45	146.54	57.26	105.24
163	-0.98	1.49	144.54	59.32	100.45
164	-1.01	1.52	142.67	61.24	95.99
165	-0.90	1.44	154.01	49.73	107.98
166	-0.93	1.48	151.61	52.19	102.95
167	-0.95	1.51	149.38	54.48	98.26
168	-0.97	1.55	147.29	56.61	93.89
169	-0.87	1.46	159.21	44.54	105.31
170	-0.89	1.50	156.56	47.24	100.40
171	-0.91	1.53	154.10	49.75	95.84
172	-0.93	1.57	151.81	52.10	91.57
173	-0.83	1.48	164.26	39.48	102.39
174	-0.85	1.52	161.39	42.42	97.62
175	-0.87	1.55	158.71	45.15	93.18
176	-0.89	1.59	156.21	47.70	89.04
177	-0.80	1.50	169.17	34.57	99.24
178	-0.82	1.54	166.07	37.74	94.61
179	-0.84	1.58	163.17	40.68	90.31
180	-0.85	1.61	160.48	43.43	86.29
181	-0.76	1.52	173.92	29.82	95.84
182	-0.78	1.56	170.60	33.21	91.38
183	-0.80	1.60	167.50	36.36	87.22

ELEMENTO	XC	YC	SXXC	SYYC	SXYC
184	-0.81	1.63	164.61	39.30	83.34
185	-0.72	1.54	178.50	25.24	92.22
186	-0.74	1.58	174.96	28.84	87.93
187	-0.76	1.61	171.66	32.19	83.93
188	-0.77	1.65	168.59	35.32	80.19
189	-0.68	1.56	182.90	20.85	88.38
190	-0.70	1.59	179.15	24.65	84.27
191	-0.72	1.63	175.67	28.19	80.43
192	-0.73	1.67	172.42	31.50	76.86
193	-0.65	1.57	187.11	16.64	84.33
194	-0.66	1.61	183.16	20.64	80.41
195	-0.68	1.65	179.49	24.36	76.75
196	-0.69	1.69	176.07	27.84	73.34
197	-0.61	1.59	191.11	12.64	80.09
198	-0.62	1.63	186.93	16.82	76.36
199	-0.64	1.67	183.14	20.72	72.88
200	-0.65	1.70	179.55	24.36	69.64
201	-0.57	1.60	194.90	8.84	75.65
202	-0.58	1.64	190.60	13.20	72.12
203	-0.60	1.68	186.59	17.27	68.84
204	-0.61	1.72	182.85	21.06	65.78
205	-0.53	1.62	198.47	5.27	71.03
206	-0.54	1.65	194.00	9.80	67.72
207	-0.56	1.69	189.84	14.02	64.64
208	-0.57	1.73	185.96	17.95	61.77
209	-0.49	1.63	201.81	1.93	66.24
210	-0.50	1.67	197.19	6.61	63.16
211	-0.51	1.71	192.88	10.98	60.29
212	-0.53	1.75	188.87	15.05	57.61
213	-0.45	1.64	204.92	-1.18	61.30
214	-0.46	1.68	200.15	3.65	58.45
215	-0.47	1.72	195.71	8.15	55.79
216	-0.48	1.76	191.57	12.35	53.31
217	-0.41	1.65	207.78	-4.04	56.21
218	-0.42	1.69	202.88	0.92	53.60
219	-0.43	1.73	198.31	5.54	51.16
220	-0.44	1.77	194.06	9.86	48.83
221	-0.37	1.66	210.39	-6.65	50.99
222	-0.38	1.70	205.37	-1.57	48.62
223	-0.39	1.74	200.69	3.17	46.41
224	-0.40	1.78	196.33	7.59	44.34
225	-0.33	1.67	212.74	-9.00	45.65
226	-0.34	1.71	207.61	-3.81	43.52
227	-0.35	1.75	202.83	1.03	41.54
228	-0.35	1.79	198.37	5.54	39.70
229	-0.29	1.68	214.83	-11.09	40.20

ELEMENTO	XC	YC	SXXC	SYXC	SXYC
230	-0.30	1.72	209.60	-5.80	38.32
231	-0.30	1.76	204.73	-0.87	36.58
232	-0.31	1.80	200.19	3.73	34.96
233	-0.25	1.68	216.66	-12.91	34.65
234	-0.25	1.72	211.33	-7.54	33.03
235	-0.26	1.76	206.38	-2.53	31.54
236	-0.27	1.80	201.78	2.14	30.14
237	-0.21	1.69	218.22	-14.47	29.02
238	-0.21	1.73	212.80	-9.03	27.67
239	-0.22	1.77	207.79	-3.96	26.42
240	-0.22	1.81	203.14	0.79	25.25
241	-0.17	1.69	219.48	-15.77	23.36
242	-0.17	1.73	214.02	-10.33	22.27
243	-0.17	1.77	208.97	-5.19	21.21
244	-0.18	1.82	204.24	-0.35	20.27
245	-0.12	1.70	220.36	-16.84	17.77
246	-0.13	1.74	215.08	-11.57	16.87
247	-0.13	1.78	209.96	-6.25	15.83
248	-0.13	1.82	205.03	-1.18	15.19
249	-0.09	1.68	223.56	-18.91	13.19
250	-0.10	1.70	220.53	-17.55	13.79
251	-0.09	1.71	217.92	-16.72	12.79
252	-0.09	1.73	219.08	-14.16	12.35
253	-0.10	1.74	216.26	-12.10	12.89
254	-0.09	1.75	212.73	-11.54	11.46
255	-0.09	1.77	214.13	-8.40	11.02
256	-0.10	1.78	210.61	-6.83	11.84
257	-0.09	1.79	207.31	-5.76	10.46
258	-0.09	1.81	208.50	-2.93	10.53
259	-0.10	1.82	205.00	-1.80	11.46
260	-0.09	1.84	202.72	-0.48	10.46
261	-0.07	1.69	221.63	-19.64	10.74
262	-0.07	1.71	220.16	-16.97	10.72
263	-0.07	1.73	218.33	-15.00	9.54
264	-0.07	1.75	215.91	-11.10	8.59
265	-0.07	1.77	212.36	-8.93	8.07
266	-0.07	1.79	209.61	-5.46	7.89
267	-0.07	1.81	206.28	-3.66	7.92
268	-0.07	1.83	203.35	-0.69	8.07
269	-0.05	1.69	219.82	-20.54	9.29
270	-0.05	1.71	221.52	-19.25	8.21
271	-0.05	1.73	220.08	-14.65	5.78
272	-0.05	1.75	216.20	-11.27	5.21
273	-0.05	1.77	212.73	-8.20	5.13
274	-0.05	1.79	209.38	-5.83	5.18
275	-0.05	1.81	206.26	-3.27	5.32

ELEMENT	XC	YC	SXXC	SYXC	SXYC
276	-0.05	1.83	203.13	-1.01	5.47
277	-0.03	1.68	208.49	-20.77	11.94
278	-0.03	1.69	217.13	-22.11	8.48
279	-0.03	1.70	223.66	-28.32	11.63
280	-0.03	1.70	226.50	-23.01	4.52
281	-0.03	1.71	226.94	-18.94	4.26
282	-0.03	1.72	222.19	-16.56	2.03
283	-0.03	1.72	223.69	-13.16	1.16
284	-0.03	1.73	220.33	-14.64	2.58
285	-0.03	1.74	218.08	-11.22	1.45
286	-0.03	1.75	218.62	-9.95	1.73
287	-0.03	1.75	215.95	-10.95	2.87
288	-0.03	1.76	214.22	-8.81	1.98
289	-0.03	1.77	214.62	-7.84	2.22
290	-0.03	1.77	212.40	-8.22	3.18
291	-0.03	1.78	210.78	-6.79	2.34
292	-0.03	1.79	211.19	-5.81	2.50
293	-0.03	1.79	209.18	-5.69	3.38
294	-0.03	1.80	207.53	-4.73	2.53
295	-0.03	1.81	207.96	-3.73	2.65
296	-0.03	1.81	206.00	-3.40	3.53
297	-0.03	1.82	204.34	-2.60	2.67
298	-0.03	1.83	204.78	-1.55	2.82
299	-0.03	1.83	202.85	-1.05	3.71
300	-0.03	1.84	201.51	-0.34	2.99
301	-0.02	1.69	197.04	-33.05	20.47
302	-0.02	1.70	234.70	-26.96	4.03
303	-0.02	1.71	232.41	-15.20	-3.70
304	-0.02	1.72	225.31	-12.06	-2.14
305	-0.02	1.73	220.95	-11.72	-0.66
306	-0.02	1.74	218.79	-10.16	0.11
307	-0.02	1.75	216.54	-9.86	0.88
308	-0.02	1.76	214.92	-8.46	1.07
309	-0.02	1.77	213.06	-8.00	1.39
310	-0.02	1.78	211.61	-6.59	1.41
311	-0.02	1.79	209.36	-6.03	1.57
312	-0.02	1.80	208.46	-4.58	1.57
313	-0.02	1.81	206.69	-3.99	1.66
314	-0.02	1.82	205.26	-2.51	1.65
315	-0.02	1.83	203.45	-1.88	1.76
316	-0.02	1.84	201.63	-0.46	1.90
317	0.00	1.69	*****	*****	*****
318	-0.01	1.71	227.94	-3.18	-5.33
319	-0.01	1.72	223.10	-7.08	-1.71
320	-0.01	1.73	220.13	-8.47	-0.61
321	-0.01	1.74	217.99	-9.05	-0.13

ELEMENTC	XC	YC	SX XC	SY YC	SX YC
322	-0.01	1.75	216.29	-8.77	0.18
323	-0.01	1.76	214.60	-8.30	0.32
324	-0.01	1.77	213.04	-7.48	0.43
325	-0.01	1.78	211.43	-6.69	0.47
326	-0.01	1.79	209.91	-5.69	0.50
327	-0.01	1.80	208.31	-4.79	0.52
328	-0.01	1.81	206.77	-3.73	0.54
329	-0.01	1.82	205.11	-2.78	0.55
330	-0.01	1.83	203.42	-1.66	0.60
331	-0.01	1.84	201.59	-0.59	0.62
332	0.01	1.71	227.94	-3.18	5.33
333	0.01	1.72	223.10	-7.09	1.71
334	0.01	1.73	220.13	-8.47	0.61
335	0.01	1.74	217.99	-9.05	0.13
336	0.01	1.75	216.29	-8.77	-0.18
337	0.01	1.76	214.60	-8.30	-0.32
338	0.01	1.77	213.04	-7.48	-0.43
339	0.01	1.78	211.43	-6.69	-0.47
340	0.01	1.79	209.91	-5.69	-0.50
341	0.01	1.80	208.31	-4.79	-0.52
342	0.01	1.81	206.77	-3.73	-0.54
343	0.01	1.82	205.11	-2.78	-0.55
344	0.01	1.83	203.42	-1.66	-0.60
345	0.01	1.84	201.59	-0.59	-0.62
346	0.02	1.59	197.04	-33.05	-20.47
347	0.02	1.70	234.70	-26.96	-4.03
348	0.02	1.71	232.41	-15.20	3.70
349	0.02	1.72	225.31	-12.06	2.14
350	0.02	1.73	220.95	-11.72	0.66
351	0.02	1.74	218.79	-10.16	-0.11
352	0.02	1.75	216.54	-9.36	-0.28
353	0.02	1.76	214.92	-8.46	-1.07
354	0.02	1.77	213.06	-8.00	-1.39
355	0.02	1.78	211.61	-6.59	-1.41
356	0.02	1.79	209.86	-5.03	-1.57
357	0.02	1.80	208.46	-4.53	-1.57
358	0.02	1.81	206.69	-3.99	-1.66
359	0.02	1.82	215.26	-2.51	-1.65
360	0.02	1.83	203.45	-1.88	-1.76
361	0.02	1.84	201.63	-0.46	-1.90
362	0.03	1.68	208.49	-20.77	-11.94
363	0.03	1.69	217.13	-22.11	-8.48
364	0.03	1.70	223.98	-28.32	-11.63
365	0.03	1.70	226.50	-23.01	-4.52
366	0.03	1.71	226.94	-18.84	-4.26
367	0.03	1.72	222.19	-16.56	-2.03

ELEMENTO	XC	YC	SXXC	SYXC	SXYC
368	0.03	1.72	223.69	-13.16	-1.16
369	0.03	1.73	220.33	-14.64	-2.58
370	0.03	1.74	218.08	-11.22	-1.45
371	0.03	1.75	218.62	-9.95	-1.73
372	0.03	1.75	215.95	-10.95	-2.87
373	0.03	1.76	214.22	-8.81	-1.98
374	0.03	1.77	214.62	-7.84	-2.22
375	0.03	1.77	212.40	-8.22	-3.18
376	0.03	1.78	210.78	-6.79	-2.34
377	0.03	1.79	211.19	-5.81	-2.50
378	0.03	1.79	209.18	-5.69	-3.38
379	0.03	1.80	207.53	-4.73	-2.53
380	0.03	1.81	207.96	-3.73	-2.65
381	0.03	1.81	206.00	-3.40	-3.53
382	0.03	1.82	204.34	-2.60	-2.67
383	0.03	1.83	204.78	-1.55	-2.82
384	0.03	1.83	202.85	-1.05	-3.71
385	0.03	1.84	201.51	-0.34	-2.99
386	0.05	1.69	219.82	-20.54	-9.29
387	0.05	1.71	221.52	-19.25	-8.21
388	0.05	1.73	220.08	-14.65	-5.78
389	0.05	1.75	216.20	-11.27	-5.21
390	0.05	1.77	212.73	-8.20	-5.13
391	0.05	1.79	209.38	-5.83	-5.18
392	0.05	1.81	206.26	-3.27	-5.32
393	0.05	1.83	203.13	-1.01	-5.47
394	0.07	1.69	221.63	-19.64	-10.74
395	0.07	1.71	220.16	-16.97	-10.72
396	0.07	1.73	218.33	-15.00	-9.54
397	0.07	1.75	215.91	-11.10	-8.59
398	0.07	1.77	212.36	-8.93	-8.07
399	0.07	1.79	209.61	-5.46	-7.89
400	0.07	1.81	206.28	-3.66	-7.92
401	0.07	1.83	203.35	-0.69	-8.07
402	0.09	1.68	223.56	-18.91	-13.19
403	0.10	1.70	220.53	-17.55	-13.79
404	0.09	1.71	217.92	-16.72	-12.79
405	0.09	1.73	219.08	-14.16	-12.39
406	0.10	1.74	216.26	-12.10	-12.89
407	0.09	1.75	212.73	-11.54	-11.46
408	0.09	1.77	214.13	-8.40	-11.02
409	0.10	1.78	210.61	-6.83	-11.84
410	0.09	1.79	207.31	-5.75	-10.46
411	0.09	1.81	208.50	-2.93	-10.53
412	0.10	1.82	205.00	-1.80	-11.46
413	0.09	1.84	202.72	-0.48	-10.46

ELEMENTO	XC	YC	SXXC	SYYC	SXYC
414	0.12	1.70	220.36	-16.84	-17.77
415	0.13	1.74	215.08	-11.57	-16.87
416	0.13	1.78	209.96	-6.25	-15.83
417	0.13	1.82	205.03	-1.18	-15.19
418	0.17	1.69	219.48	-15.77	-23.36
419	0.17	1.73	214.02	-10.33	-22.27
420	0.17	1.77	208.97	-5.19	-21.21
421	0.18	1.82	204.24	-0.35	-20.27
422	0.21	1.69	218.22	-14.47	-29.02
423	0.21	1.73	212.80	-9.03	-27.67
424	0.22	1.77	207.79	-3.96	-26.42
425	0.22	1.81	203.14	0.79	-25.25
426	0.25	1.68	216.66	-12.91	-34.65
427	0.25	1.72	211.33	-7.54	-33.03
428	0.28	1.76	206.38	-2.53	-31.54
429	0.27	1.80	201.78	2.14	-30.14
430	0.29	1.68	214.83	-11.09	-40.20
431	0.30	1.72	209.60	-5.80	-38.32
432	0.30	1.76	204.73	-0.87	-36.58
433	0.31	1.80	200.19	3.73	-34.96
434	0.33	1.67	212.74	-9.00	-45.65
435	0.34	1.71	207.61	-3.81	-43.52
436	0.35	1.75	202.83	1.03	-41.54
437	0.35	1.79	198.37	5.54	-39.70
438	0.37	1.66	210.39	-6.65	-50.99
439	0.38	1.70	205.37	-1.57	-48.62
440	0.39	1.74	200.69	3.17	-46.41
441	0.40	1.78	196.33	7.59	-44.34
442	0.41	1.65	207.78	-4.04	-56.21
443	0.42	1.69	202.88	0.92	-53.60
444	0.43	1.73	198.31	5.54	-51.16
445	0.44	1.77	194.06	9.86	-48.88
446	0.45	1.64	204.92	-1.18	-61.30
447	0.46	1.68	200.15	3.65	-58.45
448	0.47	1.72	195.71	8.15	-55.79
449	0.48	1.76	191.57	12.35	-53.31
450	0.49	1.63	201.81	1.93	-66.24
451	0.50	1.67	197.19	6.61	-63.16
452	0.51	1.71	192.88	10.98	-60.29
453	0.52	1.75	188.87	15.05	-57.61
454	0.53	1.62	198.47	5.27	-71.03
455	0.54	1.65	194.00	9.30	-67.72
456	0.56	1.69	189.84	14.02	-64.64
457	0.57	1.73	185.96	17.95	-61.77
458	0.57	1.60	194.30	8.84	-75.65
459	0.58	1.64	190.60	13.20	-72.12

ELEMENT	XC	YC	SX XC	SY YC	SX YC
460	0.60	1.68	186.59	17.27	-68.84
461	0.61	1.72	182.85	21.06	-65.73
462	0.61	1.59	191.11	12.64	-80.09
463	0.62	1.63	186.98	16.82	-76.36
464	0.64	1.67	183.14	20.72	-72.38
465	0.65	1.70	179.55	24.36	-69.64
466	0.65	1.57	187.11	16.64	-84.33
467	0.66	1.61	183.16	20.64	-80.41
468	0.68	1.65	179.49	24.36	-76.75
469	0.69	1.69	176.07	27.84	-73.34
470	0.68	1.56	182.90	20.85	-88.38
471	0.70	1.59	179.15	24.65	-84.27
472	0.72	1.63	175.67	28.19	-80.43
473	0.73	1.67	172.42	31.50	-76.86
474	0.72	1.54	178.50	25.24	-92.22
475	0.74	1.58	174.96	28.84	-87.93
476	0.76	1.61	171.66	32.19	-83.93
477	0.77	1.65	168.59	35.32	-80.19
478	0.76	1.52	173.92	29.82	-95.84
479	0.78	1.56	170.60	33.21	-91.38
480	0.80	1.60	167.50	36.36	-87.22
481	0.81	1.63	164.61	39.30	-83.34
482	0.80	1.50	169.17	34.57	-99.24
483	0.82	1.54	166.07	37.74	-94.61
484	0.84	1.58	163.17	40.68	-90.51
485	0.85	1.61	160.48	43.43	-86.29
486	0.83	1.48	164.26	39.48	-102.39
487	0.85	1.52	161.39	42.42	-97.62
488	0.87	1.55	158.71	45.15	-93.18
489	0.89	1.59	156.21	47.70	-89.04
490	0.87	1.46	159.21	44.54	-105.31
491	0.89	1.50	156.56	47.24	-100.40
492	0.91	1.53	154.10	49.75	-95.84
493	0.93	1.57	151.81	52.10	-91.57
494	0.90	1.44	154.01	49.73	-107.98
495	0.93	1.48	151.61	52.19	-102.95
496	0.95	1.51	149.38	54.48	-98.26
497	0.97	1.55	147.29	56.61	-93.89
498	0.94	1.42	148.70	55.05	-110.39
499	0.96	1.45	146.54	57.26	-105.24
500	0.98	1.49	144.54	59.32	-100.45
501	1.01	1.52	142.67	61.24	-95.99
502	0.97	1.39	143.27	60.48	-112.53
503	1.00	1.43	141.37	62.43	-107.29
504	1.02	1.46	139.60	64.26	-102.41
505	1.04	1.50	137.95	65.96	-97.85

ELEMENTO	XC	YC	SXXC	SYXC	SXYC
506	1.01	1.37	137.74	66.01	-114.42
507	1.03	1.40	136.10	67.70	-109.09
508	1.06	1.44	134.57	69.29	-104.12
509	1.08	1.47	133.14	70.76	-99.49
510	1.04	1.35	132.13	71.62	-116.03
511	1.06	1.38	130.75	73.05	-110.62
512	1.09	1.41	129.46	74.39	-105.59
513	1.12	1.44	128.26	75.64	-100.89
514	1.07	1.32	126.45	77.30	-117.36
515	1.10	1.35	125.33	78.47	-111.89
516	1.12	1.38	124.29	79.56	-106.80
517	1.15	1.42	123.32	80.58	-102.05
518	1.10	1.29	120.71	83.04	-118.42
519	1.13	1.32	119.86	83.95	-112.90
520	1.16	1.36	119.07	84.79	-107.76
521	1.18	1.39	118.33	85.58	-102.97
522	1.14	1.27	114.92	88.83	-119.19
523	1.16	1.30	114.34	89.46	-113.64
524	1.19	1.33	113.80	90.05	-108.47
525	1.22	1.36	113.30	90.61	-103.64
526	1.17	1.24	109.11	94.65	-119.69
527	1.19	1.27	108.80	95.01	-114.11
528	1.22	1.30	108.51	95.35	-108.92
529	1.25	1.33	108.24	95.66	-104.07
530	1.20	1.21	103.27	100.48	-119.90
531	1.22	1.24	103.23	100.57	-114.31
532	1.25	1.27	103.20	100.66	-109.11
533	1.28	1.30	103.17	100.74	-104.26
534	1.22	1.18	97.44	106.32	-119.83
535	1.25	1.21	97.67	106.14	-114.24
536	1.28	1.24	97.39	105.97	-109.04
537	1.31	1.27	98.09	105.81	-104.19
538	1.25	1.15	91.61	112.14	-119.47
539	1.28	1.18	92.11	111.69	-113.90
540	1.31	1.21	92.58	111.27	-108.72
541	1.34	1.23	93.02	110.88	-103.88
542	1.28	1.12	85.81	117.95	-118.83
543	1.31	1.15	86.58	117.22	-113.29
544	1.34	1.17	87.30	116.55	-108.13
545	1.37	1.20	87.98	115.92	-103.32
546	1.31	1.09	80.04	123.71	-117.90
547	1.34	1.11	81.09	122.72	-112.41
548	1.37	1.14	82.06	121.80	-107.29
549	1.40	1.17	82.97	120.94	-102.52
550	1.33	1.06	74.33	129.42	-116.70
551	1.37	1.08	75.64	128.17	-111.26

ELEMENTO	XC	YC	SXXC	SYYC	SXYC
552	1.40	1.11	76.86	126.99	-106.20
553	1.43	1.13	78.00	125.90	-101.47
554	1.36	1.02	68.68	135.07	-115.22
555	1.39	1.05	70.25	133.55	-109.85
556	1.42	1.07	71.72	132.13	-104.85
557	1.46	1.10	73.09	130.81	-100.19
558	1.38	0.99	63.11	140.64	-113.47
559	1.42	1.01	64.95	138.86	-108.18
560	1.45	1.04	66.65	137.20	-103.26
561	1.48	1.06	68.25	135.66	-98.66
562	1.41	0.96	57.64	146.12	-111.45
563	1.44	0.98	59.72	144.08	-106.26
564	1.48	1.00	61.67	142.19	-101.42
565	1.51	1.02	63.48	140.42	-96.91
566	1.43	0.92	52.27	151.49	-109.16
567	1.46	0.94	54.60	149.20	-104.08
568	1.50	0.97	56.78	147.07	-99.34
569	1.53	0.99	58.31	145.09	-94.92
570	1.45	0.89	47.01	156.74	-106.62
571	1.49	0.91	49.59	154.21	-101.65
572	1.52	0.93	52.00	151.85	-97.02
573	1.56	0.95	54.24	149.66	-92.71
574	1.47	0.85	41.89	161.87	-103.82
575	1.51	0.87	44.71	159.10	-98.98
576	1.54	0.89	47.34	156.52	-94.48
577	1.58	0.91	49.79	154.11	-90.27
578	1.49	0.81	36.91	166.85	-100.78
579	1.53	0.83	39.96	163.85	-96.08
580	1.57	0.85	42.80	161.05	-91.71
581	1.60	0.87	45.46	158.44	-87.63
582	1.51	0.78	32.98	171.68	-97.50
583	1.55	0.80	35.35	168.45	-92.96
584	1.59	0.82	38.41	165.45	-88.72
585	1.62	0.83	41.26	162.64	-84.78
586	1.53	0.74	27.41	176.34	-93.99
587	1.57	0.76	30.91	172.90	-89.61
588	1.61	0.78	34.16	169.69	-85.53
589	1.64	0.79	37.20	166.70	-81.72
590	1.55	0.70	22.93	180.83	-90.25
591	1.59	0.72	26.63	177.17	-86.04
592	1.62	0.74	30.08	173.77	-82.13
593	1.66	0.75	33.30	170.60	-78.47
594	1.57	0.66	16.63	185.13	-86.30
595	1.60	0.68	22.53	181.27	-82.28
596	1.64	0.70	28.17	177.68	-78.53
597	1.68	0.71	29.56	174.33	-75.04

ELEMENTO	XC	YC	SXXC	SYXC	SXYC
598	1.58	0.63	14.53	189.23	-82.15
599	1.62	0.54	18.62	185.18	-78.32
600	1.65	0.66	22.44	181.41	-74.75
601	1.70	0.67	26.00	177.90	-71.43
602	1.60	0.59	19.63	193.12	-77.60
603	1.63	0.60	14.91	188.90	-74.17
604	1.67	0.62	18.89	184.96	-70.80
605	1.71	0.63	22.61	181.29	-67.64
606	1.61	0.55	6.95	196.80	-73.27
607	1.65	0.56	11.40	192.40	-69.85
608	1.69	0.58	15.55	188.31	-66.67
609	1.73	0.59	19.41	184.48	-63.70
610	1.62	0.51	3.50	200.26	-68.56
611	1.66	0.52	8.11	195.70	-65.36
612	1.70	0.53	12.40	191.45	-62.39
613	1.74	0.55	16.41	187.49	-59.61
614	1.63	0.47	0.28	203.48	-63.69
615	1.67	0.48	5.04	198.77	-60.72
616	1.71	0.49	9.47	194.38	-57.96
617	1.75	0.50	13.61	190.29	-55.33
618	1.65	0.43	-2.79	206.46	-58.67
619	1.69	0.44	2.20	201.61	-55.93
620	1.73	0.45	6.76	197.09	-53.39
621	1.76	0.46	11.02	192.88	-51.01
622	1.66	0.39	-5.43	209.19	-53.51
623	1.70	0.40	-0.40	204.21	-51.01
624	1.74	0.41	4.28	199.58	-48.69
625	1.78	0.42	8.65	195.25	-46.53
626	1.66	0.35	-7.91	211.67	-48.22
627	1.70	0.36	-2.77	206.57	-45.93
628	1.74	0.37	2.02	201.83	-43.88
629	1.79	0.37	6.49	197.41	-41.93
630	1.67	0.31	-10.12	213.88	-42.82
631	1.71	0.32	-4.88	208.69	-40.33
632	1.75	0.32	0.01	203.85	-38.97
633	1.79	0.33	4.56	199.33	-37.23
634	1.68	0.27	-12.08	215.83	-37.32
635	1.72	0.27	-6.74	210.55	-35.58
636	1.76	0.28	-1.77	205.62	-33.96
637	1.80	0.29	2.87	201.03	-32.45
638	1.69	0.23	-13.76	217.52	-31.73
639	1.73	0.23	-8.34	212.15	-30.25
640	1.77	0.24	-3.30	207.15	-28.87
641	1.81	0.24	1.41	202.49	-27.59
642	1.69	0.19	-15.16	218.92	-26.06
643	1.73	0.19	-9.69	213.49	-24.85

ELEMENTO	XC	YC	SXXC	SYXC	SXYC
644	1.77	0.19	-4.58	208.43	-23.72
645	1.81	0.20	0.18	203.72	-22.66
646	1.69	0.14	-16.29	220.05	-20.34
647	1.74	0.15	-10.76	214.57	-19.39
648	1.78	0.15	-5.61	209.46	-18.51
649	1.82	0.16	-0.80	204.70	-17.68
650	1.70	0.10	-17.14	220.90	-14.56
651	1.74	0.11	-11.57	215.38	-13.88
652	1.78	0.11	-6.38	210.23	-13.25
653	1.82	0.11	-1.54	205.44	-12.66
654	1.70	0.06	-17.71	221.47	-8.75
655	1.74	0.06	-12.11	215.92	-8.34
656	1.78	0.07	-6.90	210.75	-7.96
657	1.82	0.07	-2.03	205.93	-7.61
658	1.70	0.02	-18.00	221.75	-2.92
659	1.74	0.02	-12.38	216.19	-2.78
660	1.78	0.02	-7.16	211.01	-2.66
661	1.82	0.02	-2.28	206.18	-2.54

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Klemn, F., "A History of Western Technology", The MIT Press, Cambridge, Mass, EUA, 1964.
- [2] Burstall, A.F., "A History of Mechanical Engineering", The MIT Press, Cambridge, Mass, EUA, 1972.
- [3] Weisman, C. (Editor), "Welding Handbook: Applications of Welding", Seção 5, American Welding Society, Miami, Flórida, 1973.
- [4] Hertzberg, R.W., "Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials", John Wiley, New York, EUA, 1976.
- [5] Pelloux, R.M., "Conversa Privada", Department of Materials Science and Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Mass, EUA 1984.
- [6] Rolfe, S.T. e Barsom, J.M., "Fracture and Fatigue Control in Structures" Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, EUA, 1977.
- [7] Apple Jr., R.W., "Loss of North Sea Rig Is Traced to Mysterious Crack", The New York Times, Edição de 6 de agosto de 1980, New York, EUA, 1980.
- [8] Moan, T., "The Alexander L. Kielland Offshore Platform Accident", Palestra proferida no Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Mass, EUA, 1981.

- [9] S.A. O Estado de São Paulo, "Noticiário nas Edições dos dias 27 e 28 de Janeiro e 4 de Dezembro", São Paulo, SP, 1984.
- [10] Thielsch, H., "Defects and Failures in Pressure Vessels and Piping", Reinhold Publ. Co., New York, EUA, 1965.
- [11] Okumura, T. e Taniguchi, C., "Engenharia de Soldagem e Aplicações", LTC - Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., Rio de Janeiro, RJ, 1982.
- [12] Masubushi, K., "Analysis of Welded Structures", Pergamon Press, Oxford, Inglaterra, 1980.
- [13] Gonçalves, E., "Fracture Analysis of Welded Structures", Tese de Ph.D, Dept of Ocean Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Mass, EUA, 1981.
- [14] Pfluger, A.R. e Lewis, R.E. (Editores), "Welding Imperfections", Addison-Wesley, Reading, Mass, EUA, 1966.
- [15] Linnert, G.E. "Welding Metallurgy", Volume 2, American Welding Society, New York, NY, EUA, 1967.
- [16] Philips, A.L., "Introductory Welding Metallurgy", American Welding Society, Miami, Flórida, EUA, 1971.
- [17] Costa e Silva, A.L. e Mei, P.R., "Tecnologia dos Aços", Eletrometal - Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, 1981.
- [18] Chiaverini V., "Aços-Carbono e Aços-Liga", 3ª Edição, Associação Brasileira de Metais, São Paulo, SP, 1971.

- [19] Seferian, D., "Las Soldaduras", Urmo S.A. de Ediciones, Bilbao, Espanha, 1974.
- [20] Charpy, G., "On Testing Metals by Bending of Notched Bars", International Journal of Fracture, 25, pag. 287-305 (Tradução do artigo original de 1904), Martinus Nijhoff Publishers, Hague, Holanda, 1984.
- [21] Pelline, W.S., "Principles of Structural Integrity Technology", Office of Naval Research, Arlington, VA, EUA, 1976.
- [22] Gonçalves, E., "Investigation of Welding Heat Flow and Thermal Strain in Restraint Steel Plates", Tese de Mestrado, Departament of Ocean Engineering, Massachusetts Institute of Technology (MIT), Cambridge, MA, EUA, 1980.
- [23] Gonçalves, E. et alii, "Residual Stresses Due to Welding Computer - Aided Analysis of Their Formation and Consequences", Society of Naval Architects and Marine Engineers (SNAME), Vol. 90, pag.: 365-390, New York, NY, EUA, 1982.
- [24] Ahmad, J., et alii, "Recent Developments in the Thermoplastic Finite Element Estimations of Welding Residual Stress", Battelle Conference, Columbus, Ohio, EUA, 1980.
- [25] Rybicki, E.F. e Stonesifer, R.B., "Computation of Residual Stresses Due to Multipass Welds in Piping Systems", The American Society of Mechanical Engineers, 78-PVP-104, New York, EUA, 1978.

- [26] Papazoglou, V.J., "Analytical Techniques for Determining Temperatures, Thermal Strains and Residual Stresses During Welding", Tese de Ph.D, Dept Ocean Engineering, MIT, Cambridge, MA, EUA, 1981.
- [27] Gonçalves, E., "Residual Stress Analysis in Laser Butt Welded Joints", Dept. Ocean Engineering, MIT, Cambridge, MA, EUA, 1977.
- [28] Rosenthal, D. e Norton, J.T., "A Method of Measuring Triaxial Residual Stress in Plates", Welding Journal, American Welding Society, Miami, Flórida, Maio, 1945.
- [29] Suppiger, E.W., "The Determination of Initial Stresses and Results of Tests on Steel Plates", Welding Journal, American Welding Society, Miami, Flórida, Fev., 1951.
- [30] Mylonas, G.A., "Experimental Investigation of Residual Stress Distribution in Thick Welded Plates", Tese de Mestrado, Dept. Ocean Engineering, MIT, Cambridge, MA, EUA, 1979.
- [31] Osadchuk, V.A., "Effects of Residual Stresses on the Development of Brittle in Cylindrical Welded Shells", Avt. Svarka, nº 2, pág.: 11-13, URSS, 1983.
- [32] Watanabe, T. et alli, "Numerical Studies on Residual Stresses Due to Multipass Welds and on Improvements of Residual Stresses in Nuclear Piping", Battelle Conference, Columbus, Ohio, EUA, 1980.
- [33] Brust, F.W., et alli, "Methods For Controlling Weld-Induced Residual Stresses", Battelle Conference, Columbus, Ohio, EUA, 1980.

- [34] Morrison, S.G., "The Shipbuilders Choice: Fitness for Service, or the Medicine Man?", Marine Technology, Vol. 22, nº 2, págs.: 126-133, Society of Naval Architects and Marine Engineers, New York, NY, EUA, Abril, 1985.
- [35] Gonçalves, E., "Technology, Innovation and Safety in Pipeline Welding", U.S. Department of Transportation, Cambridge, Mass, EUA, 1981.
- [36] Griffith, A.A., "The Phenomena of Rupture and Flow in Solids", Philosophical Transactions of the Royal Society, 221 A, 163, Inglaterra, 1920.
- [37] Broek, D., "Elementary Engineering Fracture Mechanics", Sijthoff e Noordhoff Alphen aan den Rijn, Holanda, 1978.
- [38] Irwin, G.R. e Paris, P.C., "Fundamentals Aspects of Crack Growth and Fracture", Fracture, Volume III, pág. 1-46, Editado por H. Liebowitz, Academic Press, New York, NY, EUA, 1971.
- [39] Willians, M.L., "On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack", Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, V. 24, nº 1, pág. 109-114, New York, NY, 1957.
- [40] Westergaard, H.M., "Bearing Pressure and Cracks", Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, Vol. 61, pág. 49-53, New York, NY, 1939.
- [41] Rice, J.R., "A Path Independent Integral and the Aproximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Craks", Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, New York, NY, EUA, Junho, 1968.

- [42] Paris, P.C. e Shi, G.C., "Stress Analysis of Cracks", Fracture Toughness Testing and its Applications, ASTM STP 381, Philadelphia, PA, EUA, 1964.
- [43] Zienkiewicz, O.C., "The Finite Element Method", Mc Graw Hill, Londres, Inglaterra, 1977.
- [44] Tong, P., Pian, T.H.H. e Lasry, S.J., "A Hibrid-Element Approach to Crack Problems in Plane Elasticity", International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 7, pág. 297-308, John Wiley & Sons, New York, NY, EUA, 1973.
- [45] Muskhelishvilli, N.I., "Some Basic Problems of the Mathematical Theory of Elasticity", Noordhoff, Groningen, Holanda, 1953.
- [46] Orringer, O., et alli, "K-Solution with Assumed-Stress Hibrid Elements", Journal of Structural Division, American Soc. Civil Eng., Vol. 103 nº ST2, Fevereiro, 1977.
- [47] Yamamoto, Y. e Sumi, Y., "Stress Intensity Factors for Three-Dimensional Craks", Internacional Journal of Facture, Vol. 14, nº 1, Sijthoff e Noordhoff International Publisher, Holanda, Fevereiro, 1978.
- [48] Yagawa, G., et alli, "Theoretical and Experimental Analysis of Semi-Elliptical Surface Cracks Subject to Thermal Shock", ASTM STP 677, American Society for Testing and Materials, pág.: 381-398, Philadelphia, Pa, 1979.

- [49] Rice, JR e Levy, N., "The Part-Through Surface Crack in an Elastic Plate", Journal of Applied Mechanics, Vol 32, American Society of Mechanical Engineers, New York, NY, 1972.
- [50] Dugdale, D.S., "Yielding of Steel Sheets Containing Slits", Journal Mech. Phys. Solids, Vol 8, Pergamon Press, Londres, 1960.
- [51] "Final Safety Analysis Report (FSAR) of Angra I", Furnas Centrais Elétricas S.A., Rio de Janeiro.
- [52] American Society of Mechanical Engineering (ASME), Seção II "Boiler and Pressure Vessel Code - Material Specification", NY, EUA, 1982.
- [53] Whitman, G.D., Robinson Jr., G.C. e Savolainen, "Technology of Steel Pressure Vessels For Water-Cooled Nuclear Reactors", Oak Ridge National Lab., Tennessee, EUA, 1967.
- [54] Marshall. W., "An Assessment of the Integrity of PWR Pressure Vessels", United Kingdom Atomic Energy Authority, Inglaterra, 1982.
- [55] American Society of Mechanical Engineering (ASME), Seção III, "Boiler and Pressure Vessel Code - Rules For Construction of Nuclear Vessels", NY, EUA, 1982.
- [56] Thompson, T.J. e Beckerley, J.G. (Editores), "The Technology of Nuclear Reactor Safety", Vol. 2, The MIT Press, Cambridge, Ma, EUA, 1973.

- [57] Wessel, E.T. e Mager T.R., "Fracture Mechanics Technology as Applied to Thick-Walled Nuclear Pressure Vessels", Proceeding on Practical Application of Fracture Mechanics to Pressure Vessel Technology, Inst. of Mechanical Eng., 1971.
- [58] "Preliminary Safety Analysis Report (PSAR) of Angra II and III", Furnas Centrais Elétricas S.A., Rio de Janeiro.
- [59] Druce, S.G. e Edwards, B.C., "Development of PWR Pressure Vessel Steels", Nuclear Energy, Vol 19, pág. 347-360, 1980.
- [60] Mansur, L.K. e Bloom, E.E., "Radiation Effects in Reactor Structural Alloys", Journal of Metals, Outubro, 1982.
- [61] Williams, J.A. e Hunter, C.W., "Irradiation Strengthening and Fracture Embrittlement of A533-B Pressure Vessel Steel Plate and Submerged Arc Weld, Effects of Radiation", STP 529, ASTM.
- [62] Orringer, D., French, S.E. e Weinreich. M, "User's Guide for the Finite Element Analysis (FEABL 2,4 and 5) and The Element Generator Library (EGL)", Aerolastic and Structure Research Laboratory, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Ma, EUA, 1978.