



**MÉTODOS NUMÉRICOS APLICADOS À MECÂNICA DA FRATURA:
AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE COMPONENTES
NUCLEARES**

Cláudio Roberto Soares

Dissertação apresentada ao Curso de Pós-
Graduação em Ciência e Tecnologia das
Radiações, Minerais e Materiais;

Orientador: Prof. Dr. Emerson Giovani Rabello

Belo Horizonte
Maio 2009

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

Comissão Nacional de Energia Nuclear
CENTRO DE DESENVOLVIMENTO DA TECNOLOGIA NUCLEAR
**Programa de Pós-Graduação em Ciência e Tecnologia das Radiações, Minerais e
Materiais**

**“MÉTODOS NUMÉRICOS APLICADOS À MECÂNICA DA FRATURA:
AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE COMPONENTES
NUCLEARES”**

Cláudio Roberto Soares

Dissertação apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Ciências e Tecnologia das Radiações, Minerais e Materiais, como requisito parcial à obtenção do Grau de Mestre

Área de concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais – CTMA

Linha de Pesquisa: Integridade Estrutural e Extensão de Vida

Orientador: Prof. Dr. Emerson Giovani Rabello

Belo Horizonte


Maio 2009



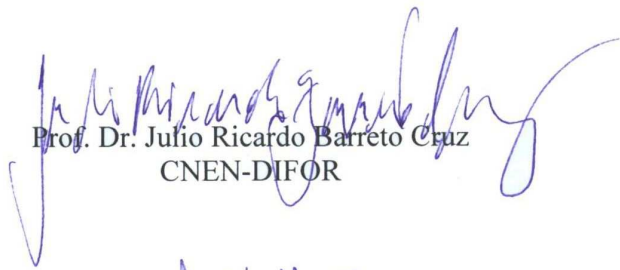
Programa de Pós-Graduação em Ciência e Tecnologia
das Radiações, Minerais e Materiais

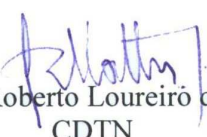
A presente dissertação de mestrado, intitulada “**Métodos numéricos aplicados a mecânica da fratura: avaliação da integridade estrutural de componentes nucleares**”, de autoria de **Claudio Roberto Soares**, foi defendida e aprovada em 25 de maio de 2009, pela Banca Examinadora abaixo assinada.

Belo Horizonte, 25 de maio de 2009.


Prof. Dr. Emerson Giovani Rabello
CDTN - Orientador


Prof. Dr. José Rubens Gonçalves Carneiro
PUC-MINAS


Prof. Dr. Julio Ricardo Barreto Cruz
CNEN-DIFOR


Dr. João Roberto Loureiro de Mattos
CDTN


Prof. Dr. Silvério Ferreira da Silva Junior
CDTN

Pense em minha poesia quando lhe faltar a rima
e em minha rima quando lhe faltar a palavra
e em minha palavra quando lhe restar o silêncio
e em meu silêncio quando lhe restar o remorso.

Rodrigo Lacerda

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Emerson Giovani Rabello (CDTN), pela orientação, paciência e apoio no desenvolvimento da pesquisa.

À Direção do Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear (CDTN), pela disponibilização dos recursos materiais e logísticos.

Ao Dr. João Roberto Loureiro Mattos, Tanius Rodrigues Mansur e Luiz Leite da Silva que deram um grande incentivo para que este trabalho fosse iniciado e possibilitaram a conciliação deste com as atividades do EC3.

Aos colegas Claudio Cunha Lopes, Edson Ribeiro e Sergio Celeghini Albino pelo apoio, incentivo e ajuda para a conciliação dessa jornada com os trabalhos do EC3.

A todos os colegas do EC3 pelo apoio e incentivo.

Aos colegas do CDTN e do curso de pós-graduação que, direta ou indiretamente, me deram incentivo e contribuíram para a realização deste trabalho.

Às bibliotecárias Virginia Rodrigues e Nívia Lima pela colaboração.

A secretaria da Pós-Graduação em especial a Cerisa Santos, Roseli da Silva e Luiz Fulgêncio pelo apoio e atenção.

Aos meus familiares, amigos e em especial a Denise L. Floresta, minha linda, pela compreensão, apoio e paciência.

“MÉTODOS NUMÉRICOS APLICADOS À MECÂNICA DA FRATURA: AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE COMPONENTES NUCLEARES”

Cláudio Roberto Soares

RESUMO

A tenacidade à fratura avalia a resistência à propagação de uma trinca e tornou-se uma importante propriedade a ser considerada em metodologias para avaliação de integridade estrutural de componentes mecânicos em geral. A principal metodologia para avaliação dos efeitos da perda de restrição à plasticidade (Teoria $J-Q$) representa um grande passo para a inclusão dos efeitos geométricos nos estudos da fratura. Alguns avanços têm sido propostos para a obtenção de um parâmetro para transferência de valores de tenacidade obtidos em laboratório para o componente estrutural real. Assim, neste trabalho teórico de pesquisa foram realizadas diversas análises numéricas 3D, com o objetivo de compreender os efeitos da perda de restrição à plasticidade sobre os valores de tenacidade à fratura. Parâmetros como tamanho de trinca e geometria do corpo-de-prova foram analisados para fornecer informações mais detalhadas sobre a perda de restrição à plasticidade. Esta análise revelou uma variação da integral J e do parâmetro Q com a espessura de cada corpo-de-prova. Novas curvas $J-Q_A$ foram traçadas para a descrição do nível de restrição à plasticidade e para um ajuste dos valores mais realísticos de tenacidade à fratura. Também foram comparados os resultados com o código ASME, onde foi possível ver como o mesmo tem um conceito extremamente conservador.

“NUMERICAL METHODS APPLIED TO THE FRACTURE MECHANICS: INTEGRITY TRUCTURAL OF NUCLEAR COMPONENTS”

Cláudio Roberto Soares

ABSTRACT

The fracture toughness is used to evaluate the resistance to the propagation of a crack and became an important property to be considered in methodologies for structural integrity evolution of mechanical components in general. The main methodology for assessing the crack-tip constraint (JQ Theory) represents a major step towards the inclusion of geometrical effects in studies of fracture. Some advances have been proposed for a parameter to transfer values of toughness obtained in laboratory to real structural components. Thus, theoretical work in this research consisted of several 3D numerical analysis with the aim of understanding the constraint effects on the values of fracture toughness. Several parameters such as crack size and specimens geometry were analyzed to provide detailed information about constraint effects. This analysis revealed a variation of J integral and the parameter Q with the thickness of each specimen. New $J-Q$ curves were drawn to describe the level constraint of plasticity and a more realistic set of values of fracture toughness. The results were compared with the ASME code, where it was possible to see that the code criteria are very conservative.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	xi
LISTA DE TABELAS	xvi
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	xviii
LISTA DE SIMBOLOS	xix
1 – INTRODUÇÃO.....	1
2 – OBJETIVO	4
3 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
3.1 – Fundamentos sobre a Mecânica da Fratura	5
3.1.1 – Resistência Coesiva dos Metais.....	5
3.1.2 – Teoria de Griffith.....	8
3.1.3 – Modificação da Teoria de Griffith.....	11
3.2 – Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL)	12
3.2.1 – Modos de Abertura na Ponta da Trinca	12
3.2.2 – Fator de Intensidade de Tensão	13
3.2.3 – Zona Plástica na Ponta da Trinca	16
3.2.4 – Tenacidade à Fratura	19
3.3 – Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP)	20
3.3.1 – Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca (<i>Crack Tip Opening Displacement</i> - <i>CTOD</i>).....	20
3.3.2 – Integral <i>J</i>	22
3.4 – Limitações da Mecânica da Fratura Monoparamétrica	25
3.5 – Mecânica da Fratura Biparamétrica.....	26
3.5.1 – Efeitos de Restrição à Plasticidade.....	27
3.5.2 – Soluções de Referência.....	29
3.5.3 – Teoria <i>J-Q</i>	32

3.5.4 – Métodos para Correção dos Efeitos da Restrição à Plasticidade.....	36
3.6 – Choque Térmico Pressurizado (PTS)	43
3.6.1 – Tensões Térmicas na Parede do VPR.....	46
4 – METODOLOGIA.....	47
4.1 – Geometrias Estudadas.....	47
4.2 – Modelos 3D	48
4.3 – Modelos Constitutivos.....	50
4.4 – Soluções Numéricas	51
5 – RESULTADOS E DISCUSSÃO	53
5.1 – Variação da Integral J ao Longo da Espessura.....	53
5.2 – Variação do Parâmetro Q ao Longo da Espessura	55
5.3 – Trajetórias J - Q	56
5.4 – Trajetórias J - Q_A	57
5.5 – Método para a Correção da Integral J	60
5.6 – Aplicação do Método de Correção da Integral J	62
5.6.1 – Experimento de Referência	62
5.6.2 – Obtenção de Trincas na Parede do Vaso de Pressão	63
6 – CONCLUSÕES	67
7 – ANEXOS	68
Anexo I: Valores da Integral J para Corpos-de-prova C(T).....	68
Anexo II: Valores do Parâmetro Q para Corpos-de-prova C(T)	72
Anexo III: Valores da Integral J para Corpos-de-prova SE(B).....	76
Anexo IV: Valores do Parâmetro Q para Corpos-de-prova SE(B)	80
Anexo V: Variação da Integral J para Corpos-de-prova C(T)	84
Anexo VI: Variação do Parâmetro Q para Corpos-de-prova C(T).....	88
Anexo VII: Variação das Trajetórias J - Q_A para Corpos-de-prova C(T)	92

Anexo VIII: Curva de Correção $J-Q_A$ para Corpos-de-prova C(T).....	96
Anexo IX: Variação do Parâmetro Q para Corpos-de-prova SE(B)	100
Anexo X: Variação da Integral J para Corpos-de-prova SE(B)	104
Anexo XI: Variação das trajetórias $J-Q_A$ para Corpos-de-prova SE(B).....	108
Anexo XII: Curva de Correção $J-Q_A$ para Corpos-de-prova SE(B)	112
Anexo XIII: Trajetórias $J-Q$	116
8 – REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA.....	117

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 – Forças coesivas em função da separação dos átomos	6
Figura 3.2 – Modelo de trinca elíptica.....	8
Figura 3.3 – Modelo de Griffith	9
Figura 3.4 – Balanço de energia de Griffith	9
Figura 3.5 – Modos de abertura de trinca.....	13
Figura 3.6 – Tensões em torno da trinca	15
Figura 3.7 – Tensões normais ao plano da trinca	15
Figura 3.8 – Tamanho da zona plástica	16
Figura 3.9 – Segunda estimativa para zona plástica.....	17
Figura 3.10 – O modelo de Dugdale.....	18
Figura 3.11 – Comparação para a correção da zona plástica.....	19
Figura 3.12 – Efeito da espessura na tenacidade à fratura.....	19
Figura 3.13 – Deslocamento na ponta original da trinca.....	21
Figura 3.14 – Definição da integral J	23
Figura 3.15 – Valores de tenacidade para corpos-de-prova SE(B) testados na região de transição.....	26
Figura 3.16 – Influência da profundidade da trinca.....	28
Figura 3.17 – Efeitos das geometrias dos corpos de prova sobre o módulo de rasgamento para $\Delta a=1\text{mm}$	28
Figura 3.18 – Interpretação gráfica do MBL	30
Figura 3.19 – Modelo MBL com campos (K,T)	31
Figura 3.20 – Campos de tensões para o modelo MBL ($n=10$).....	31
Figura 3.21 – Campos de tensões para o modelo MBL ($n=20$).....	32
Figura 3.22 – Procedimento para determinação de Q	34

Figura 3.23 – Curvas $J-Q$ para diversas geometrias.....	34
Figura 3.24 – Curvas $J-Q$: Locus de tenacidade a fratura	35
Figura 3.25 – Metodologia para transferência de valores de tenacidade.....	39
Figura 3.26 – Representação esquemática da espessura efetiva.....	40
Figura 3.27 – Coordenadas à frente da trinca.....	41
Figura 3.28 – Representação do parâmetro Q	42
Figura 3.29 – Trajetória $J-Q_A$: C(T).	43
Figura 3.30 – Variação de pressão e temperatura durante PTS.....	45
Figura 3.31 – Perfil de tensões durante o aquecimento e o resfriamento do VPR	46
Figura 4.1 – Corpos-de-prova.....	47
Figura 4.2 – Modelos SE(B).....	48
Figura 4.3 – Modelos C(T).....	48
Figura 4.4 – Detalhe da ponta da trinca.....	49
Figura 4.5 – Modelo MBL	50
Figura 5.1 – Distribuição de J ao longo da frente da trinca – C(T), $a/W= 0,1 - n = 5 - 1T$...	53
Figura 5.2 – Distribuição de J ao longo da frente da trinca – C(T), $a/W= 0,6 - n = 5 - 1T$...	54
Figura 5.3 – Distribuição de Q ao longo da frente da trinca – C(T), $a/W= 0,1 - n = 5 - 1T$...	55
Figura 5.4 – Distribuição de Q ao longo da frente da trinca – C(T), $a/W= 0,6 - n = 5 - 1T$...	55
Figura 5.5 – Trajetória $J-Q$ para geometria C(T)	56
Figura 5.6 – Trajetória $J-Q$ para geometria SE(B)	56
Figura 5.7 – Variação da trajetória $J-Q$ com a espessura – C(T) – $a/W = 0,5 - 1T$	57
Figura 5.8 – Trajetória $J-Q_A$ com a espessura – C(T) – $a/W = 0,1 - 1T$	58
Figura 5.9 – Trajetória $J-Q_A$ com a espessura – C(T) – $a/W = 0,6 - 1T$	58
Figura 5.10 – Trajetória $J-Q_A$ com a espessura – SE(B) – $a/W = 0,1 - 1T$	59
Figura 5.11 – Trajetória $J-Q_A$ com a espessura – SE(B) – $a/W = 0,6 - 1T$	59
Figura 5.12 – Esquema de correção de J baseado no parâmetro Q_A	60

Figura 5.13 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W = 0,1$	61
Figura 5.14 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W = 0,6$	61
Figura 5.15 – Protótipo do VPR.....	62
Figura 5.16 – Esquema de localização das trincas no vaso de pressão.....	63
Figura 5.17 – Simulação de PTS K_I versus K_{IC}	64
Figura 5.18 – Simulação PTS corrigido.....	65
Figura 5.19 – Ensaio metalográfico.....	66
Figura 7.1 – Variação da integral J ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,1$	84
Figura 7.2 – Variação da integral J ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,2$	84
Figura 7.3 – Variação da integral J ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,25$	85
Figura 7.4 – Variação da integral J ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,3$	85
Figura 7.5 – Variação da integral J ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,4$	86
Figura 7.6 – Variação da integral J ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,5$	86
Figura 7.7 – Variação da integral J ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,6$	87
Figura 7.8 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,1$	88
Figura 7.9 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,2$	88
Figura 7.10 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,25$	89
Figura 7.11 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,3$	89
Figura 7.12 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,4$	90
Figura 7.13 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,5$	90
Figura 7.14 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $C(T) - a/W=0,6$	91
Figura 7.15 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,1$	92
Figura 7.16 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,2$	92
Figura 7.17 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,25$	93
Figura 7.18 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,3$	93
Figura 7.19 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,4$	94

Figura 7.20 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,5$	94
Figura 7.21 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,6$	95
Figura 7.22 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,1$	96
Figura 7.23 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,2$	96
Figura 7.24 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,25$	97
Figura 7.25 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,3$	97
Figura 7.26 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,4$	98
Figura 7.27 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,5$	98
Figura 7.28 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,6$	99
Figura 7.29 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,1$	100
Figura 7.30 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,2$	100
Figura 7.31 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,25$	101
Figura 7.32 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,3$	101
Figura 7.33 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,4$	102
Figura 7.34 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,5$	102
Figura 7.35 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,6$	103
Figura 7.36 – Variação da integral J ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,1$	104
Figura 7.37 – Variação da integral J ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,2$	104
Figura 7.38 – Variação da integral J ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,25$	105
Figura 7.39 – Variação da integral J ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,3$	105
Figura 7.40 – Variação da integral J ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,4$	106
Figura 7.41 – Variação da integral J ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,5$	106
Figura 7.42 – Variação da integral J ao longo da espessura – $SE(B) - a/W=0,6$	107
Figura 7.43 – Trajetórias $J-Q_A - SE(B) - a/W=0,1$	108
Figura 7.44 – Trajetórias $J-Q_A - SE(B) - a/W=0,2$	108
Figura 7.45 – Trajetórias $J-Q_A - SE(B) - a/W=0,25$	109

Figura 7.46 – Trajetórias $J-Q_A - SE(B) - a/W=0,3$	109
Figura 7.47 – Trajetórias $J-Q_A - SE(B) - a/W=0,4$	110
Figura 7.48 – Trajetórias $J-Q_A - SE(B) - a/W=0,5$	110
Figura 7.49 – Trajetórias $J-Q_A - SE(B) - a/W=0,6$	111
Figura 7.50 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - SE(B) - a/W=0,1$	112
Figura 7.51 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - SE(B) - a/W=0,2$	112
Figura 7.52 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - SE(B) - a/W=0,25$	113
Figura 7.53 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - SE(B) - a/W=0,3$	113
Figura 7.54 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - SE(B) - a/W=0,4$	114
Figura 7.55 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - SE(B) - a/W=0,5$	114
Figura 7.56 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - SE(B) - a/W=0,6$	115
Figura 7.56 – Trajetórias $J-Q$ para corpos-de-prova C(T).....	116
Figura 7.57 – Trajetórias $J-Q$ para corpos-de-prova SE(B)	116

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 – Principais dimensões dos corpos-de-prova.....	47
Tabela 5.1 – Correção dos dados de PTS	65
Tabela 7.1 – Valores da integral J para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,1$	68
Tabela 7.2 – Valores da integral J para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,2$	68
Tabela 7.3 – Valores da integral J para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,25$	69
Tabela 7.4 – Valores da integral J para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,3$	69
Tabela 7.5 – Valores da integral J para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,4$	70
Tabela 7.6 – Valores da integral J para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,5$	70
Tabela 7.7 – Valores da integral J para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,6$	71
Tabela 7.8 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,1$	72
Tabela 7.9 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,2$	72
Tabela 7.10 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,25$	73
Tabela 7.11 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,3$	73
Tabela 7.12 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,4$	74
Tabela 7.13 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,5$	74
Tabela 7.14 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova $C(T)$, $a/W=0,6$	75
Tabela 7.15 – Valores da integral J para corpo-de-prova $SE(B)$, $a/W=0,1$	76
Tabela 7.16 – Valores da integral J para corpo-de-prova $SE(B)$, $a/W=0,2$	76
Tabela 7.17 – Valores da integral J para corpo-de-prova $SE(B)$, $a/W=0,25$	77
Tabela 7.18 – Valores da integral J para corpo-de-prova $SE(B)$, $a/W=0,3$	77
Tabela 7.19 – Valores da integral J para corpo-de-prova $SE(B)$, $a/W=0,4$	78
Tabela 7.20 – Valores da integral J para corpo-de-prova $SE(B)$, $a/W=0,5$	78
Tabela 7.21 – Valores da integral J para corpo-de-prova $SE(B)$, $a/W=0,6$	79
Tabela 7.22 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova $SE(B)$, $a/W=0,1$	80
Tabela 7.23 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova $SE(B)$, $a/W=0,2$	80

Tabela 7.24 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,25$	81
Tabela 7.25 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,3$	81
Tabela 7.26 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,4$	82
Tabela 7.27 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,5$	82
Tabela 7.28 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,6$	83

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ASTM: *American Society for Testing and Materials*

CTOD: Crack Tip Open Displacement (Abertura da ponta da trinca)

CP: Corpo-de-prova

C(T): *Compact Tension Specimen* (Corpo-de-prova compacto submetido à tração)

DBT: *Ductile-to-Brittle Transition Region* (Região de transição frágil-dúctil)

EPD: Estado Plano de Deformação

EPT: Estado Plano de Tensão

HRR: Iniciais de Hutchinson, Rice, Rosengren

LSY: *Large Scale Yielding* (Escoamento em larga escala)

MBL: *Modified Boundary layer* (Modelo de camadas elásticas)

MFEP: Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

MFEL: Mecânica da Fratura Elástica Linear

PTS: *Pressurized Thermal Shock* (Choque térmico pressurizado)

PWR: *Pressurized Water Reactor* (Reator a água pressurizada)

RKR: Iniciais de Ritchie, Knott e Rice

SE(B): *Single Edge Notch Bend* (Corpo-de-prova para ensaio de dobramento em 3 pontos)

SSY: *Small Scale Yielding* (Escoamento em pequena escala)

VPR: Vaso de Pressão do Reator

ZPF: Zona de processamento da fratura

LISTA DE SIMBOLOS

- A : Área à frente da trinca sob o qual a tensão principal excede ($\sigma_I \setminus \sigma_0$)
- A_C : Área do contorno
- a : Comprimento da trinca
- a_0 : Espaçamento interatômico
- a_{eff} : Tamanho efetivo da trinca (Modelo Dugdale)
- a/c : Razão entre a profundidade da trinca e a largura do corpo-de-prova (Trinca superficial)
- a/W : Razão entre o comprimento da trinca e a largura do corpo-de-prova
- B : Espessura de um corpo-de-prova
- b : Ligamento remanescente ($W-a$)
- B_{eff} : Espessura efetiva do corpo-de-prova
- B_T : Espessura total do corpo-de-prova
- ds : Elemento de contorno Γ
- E : Modulo de elasticidade
- F : Probabilidade de falha por clivagem
- $f(a/w)$: Fator de forma
- $f_{ij}(\theta)$: Função adimensional θ
- G : Taxa de liberação de energia Griffith
- I_n : Constante de integração (Modelo HRR)
- J : Integral J
- J_c : Valor de J crítico (Fratura frágil)
- J_m : Valor médio da integral J , computado ao longo da espessura do corpo-de-prova
- J_{SSY} : Valor de J associado à condição SSY
- J_{QA} : Valor de J corrigido pelo parâmetro Q_A
- k : Constante de proporcionalidade

K_I : Fator intensidade de tensão – Modo I

K_{IC} : Valor de K_I crítico (Fratura frágil)

M : fator para o limite de deformação dos corpos-de-prova

n : Coeficiente de encruamento

$O(r)$: Termos de ordem superior na solução de Willians

P_i : Componente de força

Q : Parâmetro hidrostático (Medida da perda de restrição à plasticidade)

Q_A : Parâmetro para medida da perda de restrição à plasticidade, considerando os efeitos da espessura dos corpos de prova

R : Raio externo (Modelo de camadas elásticas – *MBL*)

r : Distância à ponta da trinca (Coordenadas polares)

R_p : Raio da zona plástica

R_y : Raio da zona plástica (Modelo de Dugdale)

S : Distância entre pontos de aplicação do carregamento nos corpos de prova

T : Tensão elástica

T : Frações de espessura unitária $1T=25,4\text{mm}$

u : Deslocamento na direção do plano da trinca

v : Deslocamento em direção normal ao plano da trinca

$V(\sigma_I)$: Volume acumulado sob o qual a tensão principal excede $(\sigma_I \setminus \sigma_0)$

W : Largura de um corpo-de-prova

x : Deslocamento do espaçamento interatômico

x_1 : Coordenada na direção do plano da trinca

x_2 : Coordenada na direção normal ao plano da trinca

α : Constante de ajuste (Equação de Ramberg-Osgod)

β : Parâmetro de biaxialidade

δ : *Crack Tip Open Displacement*

δ_{ij} : Delta de Kronecker

δA : Variação do trabalho das forças externas (Integral J)

δU : Variação da energia de deformação dentro do contorno (Integral J)

δII : Variação da energia superficial (Integral J)

δl : Incremento no comprimento da trinca (Integral J)

ε : Deformação uniaxial

ε_0 : Deformação de referência

ε_{ij} : Tensor de deformações

ϕ : Fator de restrição

λ : Distância normalizada à frente da ponta da trinca

ν : Coeficiente de Poisson

θ : Ângulo em relação ao plano da trinca (Coordenadas polares)

ρ : Raio da ponta da trinca (Modelos numéricos)

σ : Tensão uniaxial

σ_0 : Tensão de referência

σ_e : Tensão de escoamento

σ_I : Tensão principal

σ_{ij} : Tensor de tensões

σ_{max} : Resistência coesiva teórica

σ_{rr} : Tensões na direção r (Coordenadas polares)

$\sigma_{\theta\theta}$: Tensões na direção θ (Coordenadas polares)

ω : Densidade de energia de deformação

$\tau_{r\theta}$: Tensões de cisalhamento (Coordenadas polares)

ψ : Termo genérico que quantifica o nível de restrição na ponta da trinca

Γ : Caminho da integração (Integral J)

1 – INTRODUÇÃO

A garantia da integridade estrutural tem sido uma constante durante toda a história da humanidade. Embora não existisse uma metodologia, uma sistematização para assegurar que o projeto fosse intrinsecamente seguro ao longo de sua vida útil, havia um “jogo de tentativa e erro”, o que muitos chamavam de “método da força bruta”, pelo qual uma adaptação do sistema era proposta até se conseguir um melhor desempenho do produto.

O conhecimento da vida útil de peças e componentes estruturais tem assumido uma importância cada vez maior em todas as partes do mundo onde a diminuição de custos, a garantia de funcionamento e a otimização do uso são os principais fatores que influenciam o sucesso ou o fracasso desse produto no mercado.

No passado, os “antigos engenheiros” já possuíam uma intuição sobre a influência do carregamento nas falhas das estruturas, daí o surgimento do arco. Este não foi um mero efeito arquitetônico e sim, uma forma para se garantir os efeitos compreensivos, que de certa maneira evitam ou dificultam a propagação de trincas.

Após a revolução industrial com o aumento significativo do uso de ferro e aço se obteve um grau de liberdade na construção como nunca antes visto. Com isso as estruturas começaram a trabalhar em regimes mais complexos de carregamentos, em conjunto com os defeitos pré-existentes, resultou que as falhas tornaram-se inevitáveis e imprevisíveis.

Os critérios para ocorrência e controle da fratura são geralmente três:

- o carregamento;
- a baixa tenacidade ou a baixa ductilidade do material, para que ele propague o defeito, mas não cause uma falha catastrófica;
- a fonte (defeito), que invariavelmente surge durante a operação da estrutura, seja por carregamento cíclico, por tensões térmicas ou por carregamentos não previstos, e que na vida da estrutura nucleiam um defeito preexistente.

Essa necessidade de previsão e prevenção de falhas em estruturas mecânicas estimulou novas pesquisas sobre o fenômeno de fratura, dado pela teoria de resistência dos materiais, e mais tarde, pela mecânica da fratura. Assim, a tenacidade à fratura (propriedade que avalia a

resistência à propagação de uma trinca) tornou-se uma importante propriedade a ser considerada em metodologias para avaliação de integridade estrutural de estruturas e componentes mecânicos em geral.

Baseando-se nos princípios da Mecânica da Fratura Monoparamétrica, foram desenvolvidos e normalizados ensaios para a determinação da tenacidade a fratura dos materiais por meio de um único parâmetro (K_c ; J_c ou δ_c) que descreve os campos de tensões e deformações na ponta de uma trinca, em situações de plasticidade restrita nas vizinhanças da mesma.

Apesar da grande contribuição dada pelos parâmetros estabelecidos pela Mecânica da Fratura Monoparamétrica, alguns fatores, por exemplo, geométricos, não foram devidamente considerados, uma vez que tais parâmetros são determinados apenas para o estado plano de deformações (grandes espessuras). Dessa forma, metodologias para considerar os efeitos da perda de restrição à plasticidade, que estão intimamente relacionados a uma mudança do estado plano de deformações para o estado plano de tensão, bem como alguns aspectos de natureza aleatória dos mecanismos de fratura tornam-se necessárias para um efetivo conhecimento do fenômeno da fratura dos materiais.

A principal metodologia para avaliação dos efeitos da perda de restrição à plasticidade (teoria $J-Q$) representa um grande passo para a inclusão dos efeitos geométricos nos estudos da fratura. Alguns avanços têm sido propostos para a obtenção de um parâmetro para transferência de valores de tenacidade obtidos em laboratório para o componente estrutural real.

Assim, o cenário delimitado pelos efeitos da perda de restrição à plasticidade e os efeitos de natureza estatística sobre a tenacidade à fratura dos materiais constituem um importante problema a ser tratado pela mecânica da fratura.

Um exemplo da importância dos estudos dos mecanismos de fratura pode ser dado nas centrais nucleares, em que o vaso de pressão do reator (VPR) fabricado com aço ferrítico pode apresentar fratura por clivagem sob condições de operação envolvendo baixas temperaturas. Embora a temperatura normal de operação seja suficientemente elevada para se evitar tal fratura, os efeitos da fragilização neutrônica e do envelhecimento térmico podem mudar o comportamento à fratura do material, deslocando a curva tenacidade *versus* temperatura em direção a temperaturas mais elevadas. Essa mudança implica que após algum tempo de

operação, um material que anteriormente apresentava comportamento dúctil passe para uma situação de comportamento frágil.

Além dos efeitos da fragilização térmica e/ou neutrônica, situações anormais de operação ou acidentes postulados na fase de projeto também podem levar o material a operar em uma região de transição entre os comportamentos dúctil e frágil. O evento de choque térmico pressurizado (*Pressurized Thermal Shock* - PTS) é um exemplo de situação anormal de operação.

2 – OBJETIVO

O objetivo geral deste trabalho de pesquisa se resume ao estudo dos efeitos da perda de restrição à plasticidade em materiais ferríticos, visando uma possível inclusão desses efeitos em metodologias para avaliação da integridade estrutural de componentes mecânicos.

Assim, de uma forma mais específica, pretende-se utilizar a análise por elementos finitos para:

- a) quantificar os efeitos da restrição à plasticidade no comportamento à fratura de materiais utilizados na fabricação de vasos de pressão nucleares (*VPR's*);
- b) aplicar uma nova metodologia para correção dos valores de tenacidade à fratura em materiais ferríticos, visando à redução dos efeitos mecânicos da perda de restrição à plasticidade;
- c) avaliar o impacto da inclusão dos efeitos da perda de restrição à plasticidade em metodologias de avaliação de integridade estrutural e extensão de vida de componentes nucleares.

Trata-se de um trabalho teórico, uma vez que a aplicação da metodologia numérica para correção dos efeitos da restrição à plasticidade parte de uma modificação das teorias biparamétricas já existentes, incluindo-se os efeitos geométricos dos corpos-de-prova (comprimentos de trinca).

3 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 – Fundamentos sobre a Mecânica da Fratura

Fratura consiste na separação ou fragmentação de um corpo sólido em duas ou mais partes sob a ação de tensões (MEYERS & CHAWLA, 1982). O processo de fratura é constituído pelos seguintes estágios:

- acúmulo do dano;
- início de uma ou mais trincas no material;
- propagação de trincas levando a fratura.

O acúmulo de dano é associado às propriedades do material devido a sua estrutura atômica e a história de seus carregamentos. Quando a resistência local é excedida, uma superfície de trinca é formada. Continuando o carregamento, a trinca se propaga através da seção até a ruptura.

De certa forma, a fratura pode ser dividida em duas categorias: dúctil e frágil. A fratura dúctil tem como característica uma apreciável deformação plástica antes e durante a propagação da trinca. A frágil é aquela que ocorre de maneira catastrófica, sem que haja tempo suficiente para a liberação de energia de deformação plástica. Durante a propagação, a zona de deformação plástica, que sempre existe na ponta da trinca, está confinada por uma região deformada elasticamente, isto é, a fratura se dá sem deformação plástica macroscópica (CETLIN & SILVA, 1978)

3.1.1 – Resistência Coesiva dos Metais

O requisito fundamental para a propagação de trinca é que a tensão na ponta da trinca ultrapasse a resistência coesiva teórica do material (MEYERS & CHAWLA, 1982). A FIG. 3.1 mostra a variação da força coesiva entre dois átomos, resultante das forças atrativas e repulsivas, em função da distância que os separa. O espaçamento interatômico para o material não deformado é indicado por a_0 .

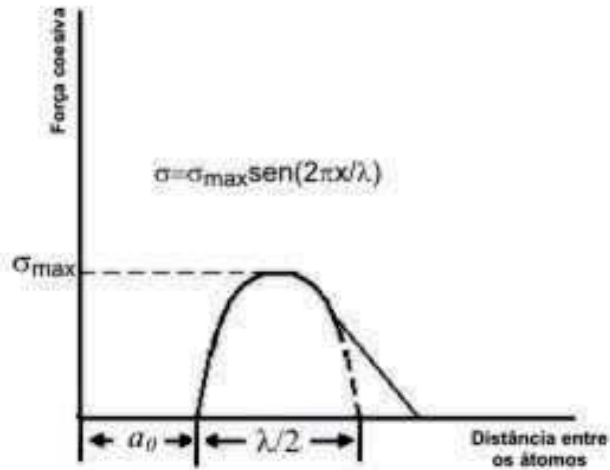


Figura 3.1 – Forças coesivas em função da separação dos átomos (ANDERSON, 1995)

É possível estimar a resistência coesiva teórica em nível atômico obtendo uma curva senoidal representando a força coesiva por

$$\sigma = \sigma_{\max} \operatorname{sen} \frac{2\pi x}{\lambda} \quad (3.1)$$

sendo σ a tensão uniaxial, σ_{\max} a resistência coesiva teórica e $x = (a - a_0)$ o deslocamento do espaçamento interatômico numa rede de comprimento de onda λ . Considerando pequenos deslocamentos ($\operatorname{sen} x \approx x$), então

$$\sigma = \sigma_{\max} \frac{2\pi x}{\lambda} \quad (3.2)$$

Considerando a constante de uma mola, obtém-se pela lei de Hooke:

$$\sigma = E \cdot e = \frac{E x}{a_0} \quad (3.3)$$

Eliminando x das Eq. 3.2 e 3.3, tem-se

$$\sigma_{\max} = \frac{E \lambda}{2\pi a_0} \quad (3.4)$$

Quando as tensões que atuam na ponta da trinca vencem as tensões coesivas de um sólido frágil, ocorre a nucleação da trinca e todo o trabalho gasto na fratura é utilizado para a criação de duas novas superfícies, que possuem uma energia superficial γ_s . O trabalho realizado por unidade de área superficial, na criação da fratura, é a área sob a curva tensão-deformação:

$$U_0 = \int_0^{\lambda/2} \sigma_{\max} \operatorname{sen} \frac{2\pi x}{\lambda} dx = \frac{\lambda \sigma_{\max}}{\pi} \quad (3.5)$$

Essa energia é utilizada para a criação de duas novas superfícies, logo

$$\frac{\lambda \sigma_{\max}}{\pi} = 2\gamma_s \quad \text{ou} \quad \lambda = \frac{2\pi\gamma_s}{\sigma_{\max}} \quad (3.6)$$

Substituindo na Eq. 3.4, tem-se

$$\sigma_{\max} = \left(\frac{E\gamma_s}{a_0} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.7)$$

Na prática, os materiais de engenharia têm tensões de fratura que são de 10 a 1000 vezes menores que os valores teóricos. Apenas os *whiskers* metálicos (monocristais perfeitos), que são totalmente isentos de defeitos apresentam um comportamento próximo ao determinado teoricamente (DIETER, 1981). De uma forma geral, pode-se concluir que pequenos defeitos, como as trincas ou falhas, atuam como concentradores de tensões, capazes de elevar as tensões até atingir a resistência teórica de coesão, σ_{\max} (CETLIN & SILVA, 1978).

A justificativa de como a presença de uma trinca resulta numa redução da tensão de fratura, pode ser observada no caso de um trinca elíptica fina em uma chapa infinitamente larga, conforme a FIG. 3.2. A trinca tem um comprimento $2c$ e um raio de curvatura ρ_t nos extremos.

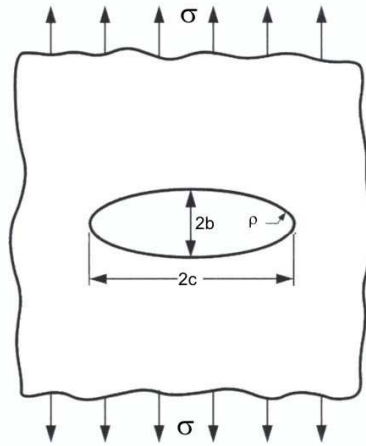


Figura 3.2 – Modelo de trinca elíptica (ANDERSON, 1995)

Por meio desse modelo, considerando $\rho_t = 0$, pode-se demonstrar que a tensão de fratura do material contendo a trinca, σ_f é

$$\sigma_f = \left(\frac{E\gamma_s \rho_t}{4 a_0 c} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.8)$$

Igualando $\rho_t = a_0$ por valores práticos na Eq. 3.8 obtêm-se

$$\sigma_f = \left(\frac{E\gamma_s}{4c} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.9)$$

Um problema na aplicação da Eq. 3.8 é que para trincas muito agudas, o valor da tensão de fratura tende a zero, o que não é verificado na prática, pois sempre é necessária uma tensão para que a fratura ocorra (CETLIN & SILVA, 1978).

3.1.2 – Teoria de Griffith

Na década de 1920, Griffith formulou o conceito de que uma trinca em um componente iria se propagar de forma instável, quando a taxa de liberação de energia elástica armazenada, for ao menos igual à taxa de energia consumida na criação das novas superfícies da trinca (FIG. 3.4), ou seja,

$$\frac{\pi \sigma^2 a}{E} = 2\gamma_s \quad (3.10)$$

Griffith formulou sua teoria analisando uma chapa fina no estado plano de tensão (EPT), contendo uma trinca central de comprimento $2a$, carregada em tração com uma tensão remota (σ), na qual as dimensões da trinca eram pequenas em relação às dimensões da chapa, (chapa infinita) FIG. 3.3.

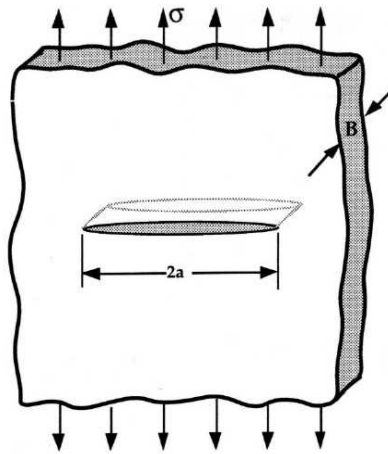


Figura 3.3 – Modelo de Griffith (ANDERSON, 1995)

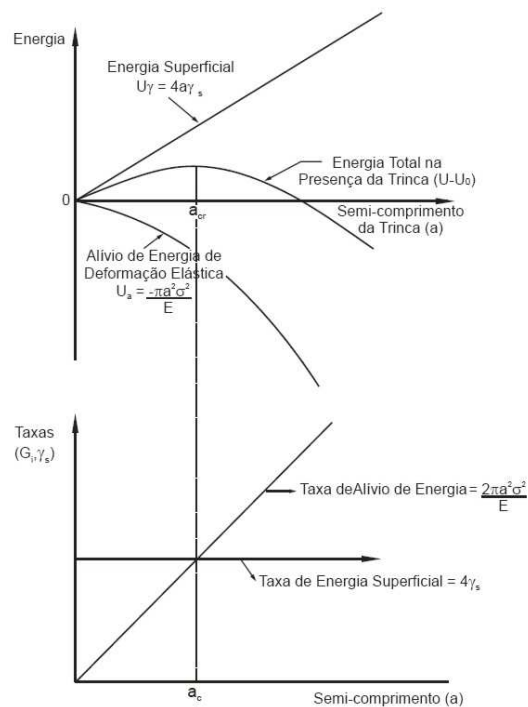


Figura 3.4 – Balanço de energia de Griffith (ANDERSON, 1995)

A energia total de uma chapa trincada, carregada a deslocamento constante, pode ser escrita da seguinte forma:

$$U - U_0 = U_a + U_\gamma \quad (3.11)$$

sendo, U a energia elástica da placa trincada, U_0 a energia elástica da placa sem a presença da trinca, U_a a mudança de energia elástica causada pela formação das superfícies da trinca e U_γ a energia superficial. Griffith utilizou a análise de tensão desenvolvida por Inglis para mostrar que U_a é dado por

$$U_a = -\frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} \quad (3.12)$$

O sinal negativo da equação é devido ao decréscimo de energia de deformação elástica cedida ao sistema na presença da trinca. Ao contrário, o termo da energia superficial experimenta um ganho na criação das novas superfícies, o que é dado por

$$U_\gamma = 2(2a\gamma_s) \quad (3.13)$$

$$U - U_0 = -\frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} + 4a\gamma_s \quad (3.14)$$

Desde que U_0 é constante, $\partial U_0 / \partial a = 0$. Diferenciando-se a Eq. 3.14 com relação ao comprimento da trinca e igualando-se a zero para determinar as condições de equilíbrio, tem-se

$$\frac{d}{da} \left(-\frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} + 4a\gamma_s \right) = 0 \quad (3.15)$$

Sendo assim, o resultado é aquele dado pela Eq. 3.10:

$$\frac{\pi \sigma^2 a}{E} = 2\gamma_s \quad (3.16)$$

A partir da Eq. 3.10 é possível estabelecer a condição crítica de fratura:

$$\sigma = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi a}} \quad (\text{Estado Plano de Tensão}) \quad (3.17)$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi a(1-\nu^2)}} \quad (\text{Estado Plano de Deformação}) \quad (3.18)$$

3.1.3 – Modificação da Teoria de Griffith

A teoria de Griffith funcionou muito bem com valores medidos para materiais extremamente frágeis, como era o caso do vidro. No entanto, para os metais ocorreu uma deformação plástica considerável na ponta da trinca e a energia necessária para essa fratura foi muito superior à energia consumida para a criação das superfícies. Mas a teoria de Griffith não é representativa para esses materiais nos quais há expressivo trabalho na formação da zona plástica. Entretanto, essa teoria tem sido citada pela imensa contribuição ao estudo da Mecânica da Fratura.

Em 1948, Irwin e Orowan alteraram a teoria de Griffith, adequando-a a materiais capazes de se deformarem plasticamente. Assim a Eq. 3.17 foi modificada para

$$\sigma = \sqrt{\left(\frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi a}\right)} \quad (3.19)$$

Sendo a resistência de um material à extensão da trinca igual à energia de deformação plástica γ_p mais a energia superficial elástica γ_s .

Apesar da modificação estar correta, havia a dificuldade de determinação de γ_p . Ao se adicionar a parcela de energia de deformação plástica, Irwin considerou a energia elástica total liberada no processo de propagação. Logo,

$$G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} = 2(\gamma_s + \gamma_p) \quad (3.20)$$

Se R é uma constante, G assume um valor crítico G_c e a falha acontece quando

$$G_c = \frac{\pi\sigma_c^2 a}{E} = R \quad (3.21)$$

Para materiais dúcteis $\gamma_p \gg \gamma_s$, R é a energia associada à formação da zona plástica e G_c é a tenacidade à fratura, que pode ser medida através da tensão σ_c necessária para fraturar uma placa contendo um trinca $2a$.

3.2 – Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL)

De uma forma geral, a mecânica da fratura elástica linear (MFEL) se aplica aos materiais com comportamento frágil ou quase frágil e fornece um procedimento analítico que relaciona os campos de tensões e deformações nas proximidades da ponta da trinca a outros parâmetros, tais como: tensão aplicada, tamanho, forma e orientação da trinca. (ROLFE & BARSON, 1977).

Este regime de deformação é caracterizado pela ausência ou pela presença de quantidades desprezíveis de plastificação na região da ponta da trinca. Nesta situação, é possível representar os campos de tensões na ponta da trinca, em termos de um único parâmetro, chamado Fator de Intensidade de Tensões, K (ANDERSON, 1995; FARAHMAND et al, 1997).

3.2.1 – Modos de Abertura na Ponta da Trinca

Existem três modos distintos para que uma trinca se desenvolva em um material, dependendo da posição do plano da trinca em relação à tensão aplicada. A FIG. 3.5 mostra esses modos.

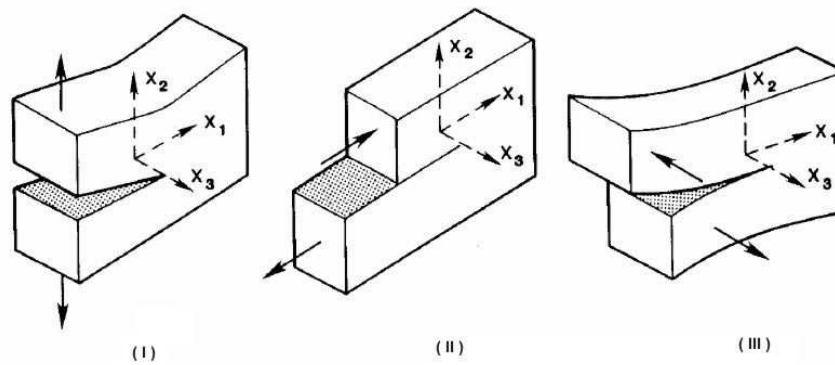


Figura 3.5 – Modos de abertura de trinca (ANDERSON, 1995)

Modo I: Modo em que a tensão de tração é normal ao plano da trinca, é encontrado na maioria dos casos práticos de engenharia.

Modo II: Modo de deslizamento ou cisalhamento, as superfícies da trinca deslizam uma em relação à outra. A direção da tensão aplicada é paralela à superfície da trinca.

Modo III: Modo de rasgamento ou cisalhamento transversal, as superfícies deslizam uma em relação à outra, a tensão de cisalhamento é paralela à aresta que avança.

3.2.2 – Fator de Intensidade de Tensão

Considerando os eixos de coordenadas polares como a origem na ponta da trinca FIG. 3.6 e assegurando um corpo trincado com características elásticas lineares, pode-se mostrar que o campo de tensões em torno da trinca é dado por (HERTZBERG, 1989)

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}} \right) f_{ij}(\theta) + \text{termos de ordem superior} \quad (3.22)$$

sendo σ_{ij} o tensor de tensões, k uma constante e f_{ij} uma função adimensional de θ . Os termos de ordem mais elevada dependem da geometria, mas a solução para uma configuração específica contém um termo que é proporcional a $1/\sqrt{r}$. Assim a Eq. 3.22 descreve uma singularidade nas tensões para $r = 0$, pois, quando r tende a zero, o termo $1/\sqrt{r}$ tende para o infinito e os demais termos permanecem finitos ou próximos a zero. Desta forma, as tensões

próximas à ponta da trinca variam com $1/\sqrt{r}$ independentemente da configuração tratada (ANDERSON, 1995).

Cada modo de carregamento produz uma singularidade $1/\sqrt{r}$ na ponta da trinca. Assim modifica-se a constante de proporcionalidade, k , pelo fator de intensidade de tensões, K , onde $K = \sqrt{2\pi}$. Considerando o Modo I, tem-se K_I , então o campo de tensões à frente da ponta da trinca será descrito como:

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (3.23)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 + \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (3.24)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \quad (3.25)$$

A validade das Eq. 3.23 a 3.25 restringem-se ao modelo de placa infinita com uma trinca passante de comprimento $2a$, sujeita a uma tensão de tração. Para placas com dimensões finitas, deve-se considerar um fator multiplicativo, chamado fator de forma, $f(a/W)$, em que W é a largura da placa.

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.26)$$

A espessura do corpo-de-prova definirá o estado de tensão na ponta da trinca. O estado plano de tensão ocorre no corpo fino, carregado pelas forças localizadas no plano principal.

$$\sigma_z = 0 \quad (\text{Estado Plano de Tensão}) \quad (3.27)$$

A deformação plana é o estado de um corpo de seção transversal constante ao longo do eixo, carregado por forças normais ao eixo e distribuído uniformemente (PASTOUKHOV & VOORWALD, 1995).

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad (\text{Estado plano de deformação}) \quad (3.28)$$

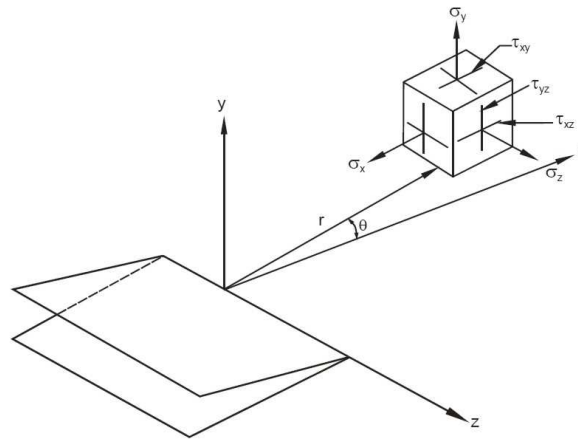


Figura 3.6 – Tensões em torno da trinca (FRANÇOIS, 1972)

A FIG. 3.7 representa esquematicamente a relação entre a tensão normal ao plano da trinca e a distância da ponta da trinca, para o Modo I de carregamento. Nota-se que as Eq. 3.23 a 3.25 só são válidas na região próxima à trinca, onde a singularidade $1/\sqrt{r}$ domina o campo de tensões.

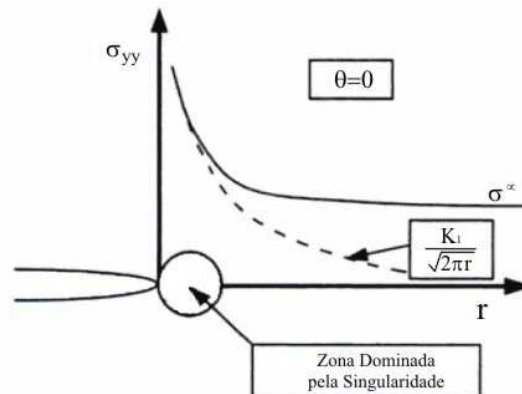


Figura 3.7 – Tensões normais ao plano da trinca (ANDERSON, 1995)

O fator de intensidade de tensões define, portanto, as condições da ponta da trinca. Se K é conhecido pode-se determinar todos os componentes de tensão, deformação e deslocamento em função de r e θ . Este parâmetro, descrevendo as condições na ponta da trinca, tornou-se o mais importante conceito na mecânica da fratura (ANDERSON, 1995).

3.2.3 – Zona Plástica na Ponta da Trinca

As Eq. 3.23 a 3.25, aplicadas para pontos próximos à ponta da trinca, conduzem à resultados de tensões tendendo ao infinito, caracterizando a singularidade. Como os materiais possuem uma resistência ao escoamento finita, isso faz com que apareça uma região com deformações plásticas próximas à ponta da trinca.

Uma primeira análise para o tamanho da zona plástica, r_p , foi proposta por Irwin, considerando o estado plano de tensões, uma zona plástica circular e $\sigma_y = \sigma_{ys}$. A FIG. 3.8 ilustra o modelo, onde o raio r_p da zona deformada plasticamente é definido pela equação

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (3.29)$$

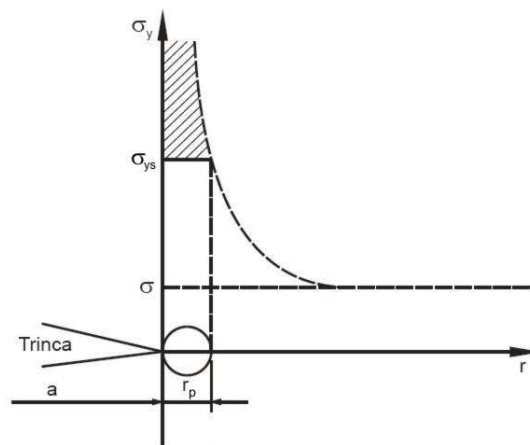


Figura 3.8 – Tamanho da zona plástica (MEYERS & CHAWLA, 1982)

O estudo da FIG. 3.8 mostra que a aproximação da zona plástica não é verdadeira, uma vez que a distribuição de tensões acima da σ_e (parte hachurada) foi desprezada. Assim Irwin confirmou que, devido à plasticidade na ponta da trinca, esta se mostra maior que seu comprimento original, e o tamanho calculado da zona plástica, r_p deveria ser corrigido, conforme a FIG. 3.9. Desta forma, uma nova avaliação foi realizada considerando um tamanho efetivo da trinca, a_{eff} dado por

$$a_{eff} = a + \delta \quad (3.30)$$

sendo a o tamanho real da trinca e δ uma correção para a zona plástica. O tamanho real da zona plástica, r_p , passa a ser

$$r_p = r_y + \delta \quad (3.31)$$

A correção δ representa a redistribuição das tensões que estavam acima de σ_{ys} . A FIG. 3.9 evidencia esta nova estimativa.

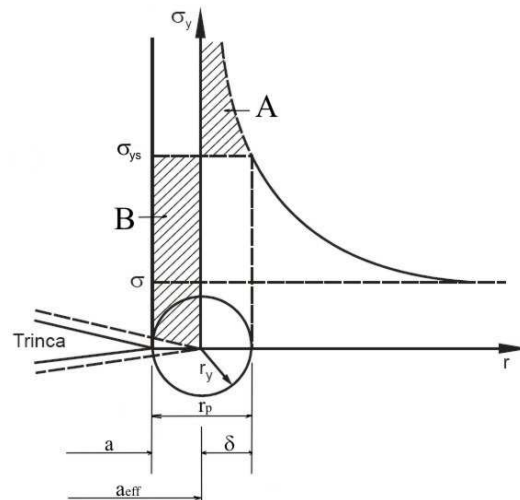


Figura 3.9 – Segunda estimativa para zona plástica (MEYERS & CHAWLA, 1982)

A partir das igualdades das áreas A e B na FIG. 3.9 chega-se a:

$$\delta = r_y \quad (\text{Primeira estimativa}) \quad (3.32)$$

Logo, o tamanho da zona plástica na segunda estimativa é o dobro da primeira, $r_p = 2r_y$. A substituição de a por $(a+r_y)$ nas equações de campo de tensões elásticas daria um ajuste adequado para a plasticidade na ponta da trinca para condições de escoamento em pequena escala. Com esse ajuste o fator intensidade de tensão, K , é útil para a caracterização da condição de fratura (MEYERS & CHAWLA, 1982).

Dugdale e Barenblatt (1960) propuseram um modelo de zona plástica na ponta da trinca para o caso de tensão plana e admitiram que toda deformação plástica concentra-se numa faixa a frente da trinca conforme FIG. 3.10. A zona plástica é introduzida novamente a partir de um comprimento efetivo de trinca dado por

$$a_{eff} = a + \rho \quad (3.33)$$

sendo ρ o comprimento da zona plástica em que atua uma tensão igual ao limite de escoamento σ_{ys} , aplicada nas duas pontas da trinca.

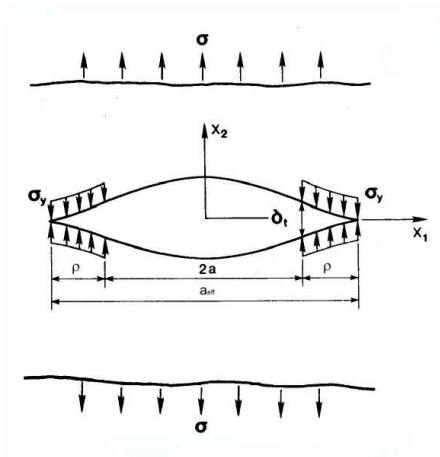


Figura 3.10 – O modelo de Dugdale (GODEFROID, 1995)

Considerando que o fator de intensidade de tensão devido à carga aplicada σ se iguala ao fator de intensidade de tensão devido à tensão σ_{ys} , tem-se

$$\frac{a}{a + \rho} = \cos\left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{ys}}\right) \quad (3.34)$$

Desenvolvendo a Eq. 3.34 em série de Taylor, obtém-se

$$\rho = \frac{\pi^2 \sigma^2 a}{8 \sigma_{ys}^2} \rightarrow \rho = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (3.35)$$

A FIG. 3.11 mostra a comparação entre os modelos de Irwin e Dugdale, desenvolvido a partir de K_{ef} , valor de K com o tamanho de trinca a_{eff} , verifica-se que as duas correções desviam-se da MFEL a partir de $\sigma > 0,5\sigma_{ys}$ e que o procedimento das duas correções são semelhantes até $1,85\sigma_{ys}$ (GODEFROID, 1995).

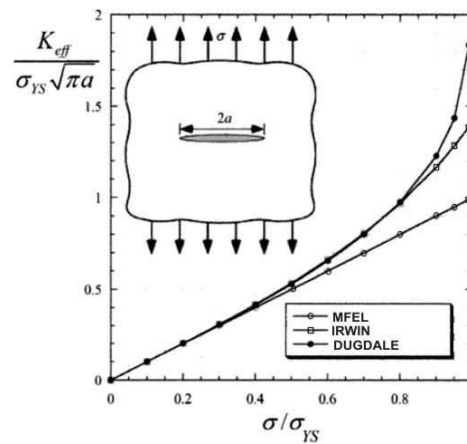


Figura 3.11 – Comparação para a correção da zona plástica (ANDERSON, 1995)

3.2.4 – Tenacidade à Fratura

Assumindo que a falha de um material está associada a uma combinação de tensões e deformações, pode-se esperar que a propagação da trinca ocorra para um determinado valor crítico do fator de intensidade de tensão K_C , em condições de estado plano de tensão. Ele corresponde ao valor máximo do fator de intensidade de tensão em função da espessura do material. À medida que se aumenta a espessura do material, atinge-se o estado plano de deformação. Neste ponto, K_C torna-se constante e pode então ser utilizado para caracterizar uma propriedade do material, designada por K_{IC} para o Modo I de carregamento.

A FIG. 3.12 ilustra os efeitos da espessura do corpo-de-prova no fator intensidade de tensão para o Modo I de carregamento.

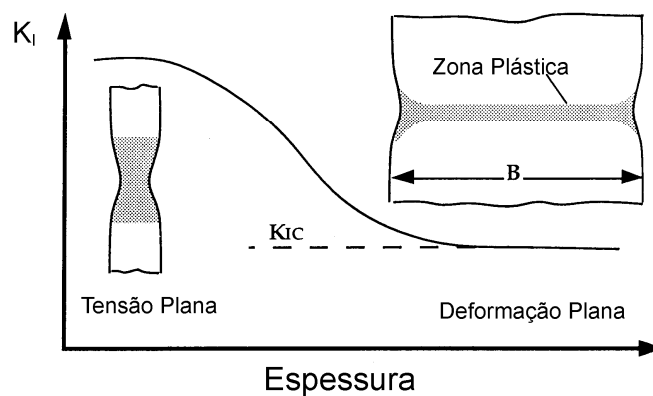


Figura 3.12 – Efeito da espessura na tenacidade à fratura (ANDERSON, 1995)

Conforme a norma ASTM E1820-99, a determinação de K_{IC} deve obedecer aos seguintes critérios:

$$a, B, (W - a) \geq 2,5 \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \quad (3.36)$$

Na Eq. 3.36, “ a ” é o comprimento da trinca; B e W a espessura e a largura do corpo-de-prova, respectivamente; K_I é o fator intensidade de tensão no Modo I e σ_e é a tensão de escoamento. Através desse critério, assegura-se que o tamanho da zona plástica, r_y , deve ser menor ou igual a 1/50 vezes as dimensões dos corpos-de-prova, para se garantir a condição de deformação plana e um valor de K_{IC} independente da espessura (ANDERSON, 1995).

3.3 – Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP)

A mecânica da fratura Elasto-plástica é uma opção desenvolvida para o estudo da fratura em materiais de comportamento não-linear exibindo considerável plasticidade na ponta da trinca. Os dois principais parâmetros considerados pela MFEP são o *CTOD* (Deslocamento da abertura da ponta da trinca - *Crack Tip Opening Displacement*), que relaciona a abertura da ponta da trinca com a instabilidade causada pela deformação e segue as normas BS 5762 e ASTM E1290/93 e a integral J , que se baseia na energia de deformação e segue a norma ASTM E1820/99.

3.3.1 – Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca (*Crack Tip Opening Displacement - CTOD*)

Quando Wells tentou medir o valor de tenacidade à fratura K_{IC} em uma série de aços estruturais, notou que estes materiais eram muito tenazes para serem caracterizados pela MFEL, ou seja, atingiram um grau de plastificação na ponta da trinca que invalidava a aplicação da teoria linear elástica (ANDERSON, 1995).

Wells observou que a deformação plástica causava um embotamento na ponta da trinca, e que este era proporcional à tenacidade do material. Esta constatação o levou a propor o parâmetro *CTOD* como uma medida de tenacidade à fratura do material.



Figura 3.13 – Deslocamento na ponta original da trinca (ANDERSON, 1995)

Considerando a FIG. 3.13, Wells realizou análises que relacionavam o *CTOD* (δ) ao fator de intensidade de tensão no limite do escoamento em pequena escala. Das expressões para o campo de tensões e deformações no regime elástico, o deslocamento u_y pode ser expresso por

$$\delta = 2.u_y = \frac{8\sigma_e a}{\pi E} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2\sigma_e} \right) \quad (3.37)$$

sendo σ_e a tensão de escoamento do material, a metade do comprimento da trinca inicial, E o módulo de elasticidade do material e σ a tensão nominal aplicada.

Expandindo em série o termo logarítmico na Eq. 3.37, obtém-se

$$\delta = \frac{\pi \sigma^2 a}{E \sigma_e} = \frac{K_1^2}{E \sigma_e} \quad (3.38)$$

As Eq. 3.37 e 3.38 consideram as condições do estado plano de tensão e materiais não encruáveis. Uma relação geral englobando o estado de tensão e a capacidade do material sofrer encruamento pode ser expressa por

$$\delta = \frac{K_1^2}{m\sigma_e E'} \quad (3.39)$$

sendo:

- $m = 1$ e $E' = E$ Para estado plano de tensão
- $m = 2$ e $E' = E/(1-\nu^2)$ Para estado plano de deformação

O parâmetro *CTOD* pode ser usado mesmo quando existe uma deformação plástica considerável em regiões próximas à frente da trinca, enquanto os valores de K_{IC} são obtidos somente para estado plano de deformação.

3.3.2 – Integral *J*

A integral *J* é definida como um parâmetro da MFEP que pode ser interpretada de duas maneiras: como uma taxa de liberação de energia para materiais elásticos não-lineares ou um escalar que caracteriza a intensidade dos campos de tensão e deformação a frente da trinca para materiais elasto-plásticos (BROEK, 1983).

Rice em 1968 apresentou uma integral de linha que possui o mesmo valor para todos os caminhos que envolvem a região próxima à ponta da trinca. Isto se deve ao fato que realizando uma análise de tenacidade em uma região longe da ponta da trinca, o valor da integral *J* será o mesmo para uma região próxima da mesma.

Para um corpo com uma trinca ao longo do eixo *x*, mostrado na FIG. 3.14, a integral *J* é definida como

$$J = \int_{\Gamma} \left(w dx_2 - p_i \frac{du_i}{dx_1} ds \right) \quad (3.40)$$

sendo Γ um contorno simples em torno da ponta da trinca, ds um elemento de contorno, $p_i = \sigma_{ij} n_j$ são as componentes da força que representam a ação do domínio externo em relação ao contorno e a densidade de energia de deformação w , é dada por

$$w = w(\boldsymbol{\varepsilon}) = \int_0^{\boldsymbol{\varepsilon}} \boldsymbol{\sigma}_{ij} d\boldsymbol{\varepsilon}_{ij} \quad (3.41)$$

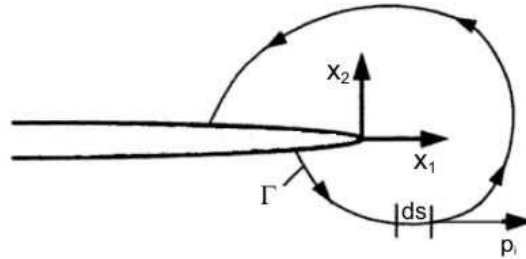


Figura 3.14 – Definição da integral J (ANDERSON, 1995)

O sentido físico da integral J é analisado considerando-se o balanço de energia para a parte do corpo limitada pelo contorno. Considerando que as superfícies da trinca são livres de tensões, a variação do trabalho das forças externas em relação ao incremento do comprimento da trinca, δl , é expressa pela integral de contorno

$$\delta A = \int_{\Gamma} p_i \frac{du}{dl} dl ds \quad (3.42)$$

A variação da energia de deformação dentro do contorno é dada por

$$\delta U = \iint_S \frac{dw}{dl} \delta l dx_1 dx_2 \quad (3.43)$$

sendo S a área restrita pelo contorno Γ .

Aplicando-se o Teorema de Green para a transformação da integral de área na integral de contorno, chega-se à expressão que fornece a variação da energia superficial do trabalho total da criação da nova superfície, livre de tensão, durante a propagação elementar da trinca, δl ,

$$\delta \Pi = \delta A - \delta U = - \int_{\Gamma} \left(p_i \frac{du_i}{dl} \delta l ds - w \delta l dx_2 \right) \quad (3.44)$$

Comparando as Eq. 3.40 e 3.44 obtém-se

$$J = -\frac{\partial \Pi}{\partial l} \quad (3.45)$$

Desse modo, a integral J representa a intensidade do trabalho mecânico da energia que é aplicada na propagação da trinca na área considerada.

Hutchinson, Rice e Rosengren (1968) mostraram que para manter a integral de linha independente do caminho de integração é preciso que as tensões e deformações variem com $(1/r)^{1/n+1}$. Para materiais linear-elásticos, $n = 1$, as tensões variam com $(1/\sqrt{r})$, consistente com MFEL. Aplicando as condições de contorno apropriadas, os campos de tensões e deformações podem ser expressos por:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta) \quad (3.46)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_0}{E} \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta) \quad (3.47)$$

As Eq. 3.46 e 3.47 fornecem uma nova interpretação para a integral J , pois, analogamente ao fator intensidade de tensões (K) da MFEL, a integral J também caracteriza os campos de tensões e deformações na ponta de uma trinca. Assim, como acontece com K , a integral J pode ser utilizada como critério de fratura em um material.

A partir da interpretação física da integral J na Eq. 3.45, observa-se que a densidade de energia G , apresentada por Griffith, se iguala a integral J para a extensão da trinca em condições de comportamento linear-elástico, mas é sabido que na MFEL existe uma relação entre G e K , dessa forma tem-se

$$J = G = \frac{K_1^2}{E} \quad (\text{Tensão Plana}) \quad (3.48)$$

$$J = G = \frac{(1-\nu^2)K_1^2}{E} \quad (\text{Deformação Plana}) \quad (3.49)$$

3.4 – Limitações da Mecânica da Fratura Monoparamétrica

Apesar da utilidade e emprego generalizado, os métodos descritos pela mecânica da fratura monoparamétrica vêm sendo questionados devido às suas deficiências como procedimento robusto para avaliação de integridade estrutural (BETEGON et al, 1996).

Em componentes estruturais a validade de um único parâmetro para se caracterizar as condições de fratura se baseia nas propriedades dos campos de tensões e deformações na ponta da trinca, ou na zona de processamento da fratura – ZPF. Essa propriedade só é verificada quando são obedecidos alguns parâmetros dimensionais escolhidos para essa caracterização.

É muito limitada a utilização de K_I já que sua definição é obtida em materiais com comportamento linear-elástico. No momento da propagação de uma trinca, em um aço estrutural, a hipótese de comportamento linear-elástico é evidentemente violada na região próxima à ponta da trinca devido à intensa deformação plástica. Mesmo com as considerações de comportamento elasto-plástico, a utilização da integral J também possui limitações. Segundo a norma ASTM E1820-99, os requisitos dimensionais para obtenção de valores válidos de J_C são:

$$M \leq \frac{(W - a)\sigma_e}{J} \quad e \quad M \leq \frac{B\sigma_e}{J} \quad (3.50)$$

sendo M o fator para o limite de deformação dos corpos-de-prova, W a largura do corpo-de-prova, B a espessura, a o comprimento inicial da trinca e σ_e a tensão de escoamento.

Além das dificuldades dimensionais que restringem a aplicabilidade dos métodos em certas condições, observações experimentais revelam significativos efeitos da geometria do corpo-de-prova, do tamanho da trinca e do modo de carregamento sobre os valores de tenacidade à fratura (CRAVERO & RUGGIERI, 2003).

Na FIG. 3.15 são apresentados valores ilustrativos para aços estruturais testados na região de transição frágil-dúctil (DBT), onde se observa uma elevação significativa dos valores experimentais de tenacidade à fratura (J_C) para corpos-de-prova SE(B) com entalhe raso. Essa elevação evidente da tenacidade possui importantes implicações práticas sobre o comportamento da avaliação de defeitos, em especial, programas de reparos e extensão da vida útil de estruturas em serviço.

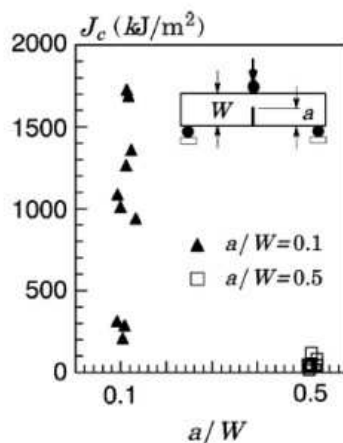


Figura 3.15 – Valores de tenacidade para corpos-de-prova SE(B) testados na região de transição (CRAVERO & RUGGIERI, 2003)

O comportamento apresentado na FIG. 3.15 ocorre devido a extensão generalizada da plasticidade para regiões suficientemente remotas das vizinhanças da trinca, (escoamento em larga escala - *Large Scale Yielding* - *LSY*), violando as condições *SSY*, o que provoca um alívio de tensão acentuado do campo nas proximidades da trinca. Este fenômeno, denominado perda de restrição na ponta da trinca, invalida a utilização do tratamento monoparamétrico para descrição das condições de fratura, uma vez que valores maiores da integral J são necessários para provocar a fratura frágil em relação à condição de elevada triaxialidade, caracterizada pelo regime *SSY* (CRAVERO & RUGGIERI, 2003).

3.5 – Mecânica da Fratura Biparamétrica

A mecânica da fratura monoparamétrica considera duas hipóteses fundamentais para se avaliar a tenacidade à fratura de um material, sendo que estas englobam tanto o comportamento linear-elástico quanto o elasto-plástico:

- o domínio da singularidade relevante na ponta da trinca sobre os efeitos de escala microestruturais;
- a utilização de um único parâmetro para a caracterização dos campos de tensões próximos à ponta da trinca (DODDS et al, 1993).

Quando essas hipóteses são válidas, o valor do parâmetro crítico na ponta da trinca representa uma medida da tenacidade à fratura independente das dimensões dos corpos-de-prova (BETEGÓN et al, 1996).

As tensões que controlam os mecanismos da fratura frágil são altamente afetadas pelas interações da zona plástica na ponta da trinca com as superfícies livres de tração e com a zona plástica global. Assim, para condições *LSY* em sólidos finitos, as relações entre o parâmetro de escala e os campos de tensões e deformações na ponta da trinca perdem a correspondência própria estabelecida nas hipóteses da mecânica da fratura convencional, provocando um aumento aparente da tenacidade à fratura (NEIVALAINEM & DODDS, 1993). A metodologia biparamétrica tem sido proposta para descrever o campo de tensões e deformações na ponta de uma trinca.

A principal característica dessa nova abordagem é a utilização de dois parâmetros escalares para quantificar a magnitude do campo de tensões e o seu nível de triaxialidade em relação a uma solução de referência. Logo, o campo de tensões pode ser expresso por

$$\sigma_{ij} = f_{ij} \left(\frac{r}{J/\sigma_0}; \Psi \right) \quad (3.51)$$

sendo Ψ , o termo que quantifica o nível de triaxialidade ou restrição à plasticidade na ponta da trinca.

Dentre os principais procedimentos de caracterização biparamétrica do campo de tensões e deformações, destaca-se a teoria *J-Q*.

3.5.1 – Efeitos de Restrição à Plasticidade

O nível de restrição à plasticidade na ponta da trinca é uma das razões para se explicar a excessiva dispersão dos valores de tenacidade à fratura na região de transição frágil-ductil. Quanto maior a restrição, maior será o nível de tensões e deformações na ponta da trinca, aumentando-se, assim, a probabilidade de ocorrência da fratura por clivagem.

Para uma mesma espessura, a restrição será maior nos casos de trincas profundas, nas quais há uma maior quantidade de material elástico envolvendo a ponta da trinca, limitando a sua plastificação. A FIG. 3.16 demonstra a influência da profundidade da trinca sobre a tenacidade à fratura.

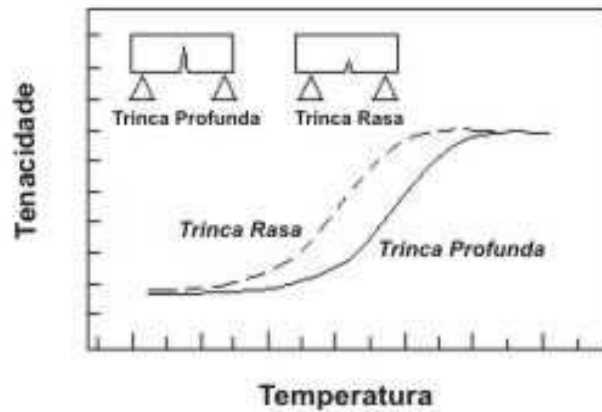


Figura 3.16 – Influência da profundidade da trinca (MIRANDA, 1999)

Observa-se também que o nível de restrição na ponta da trinca varia com a geometria do corpo-de-prova utilizado. Por meio de análises numéricas elasto-plásticas, por elementos finitos, foi observado uma significativa perda de restrição à plasticidade para algumas geometrias, que é consistente com o elevado módulo de rasgamento apresentado na FIG. 3.17.

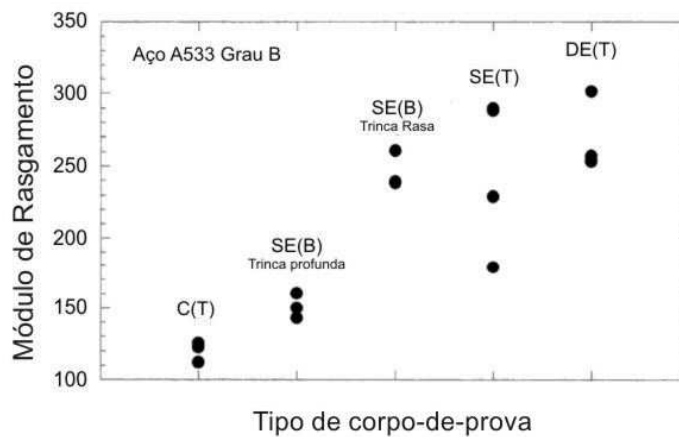


Figura 3.17 – Efeitos das geometrias dos corpos de prova sobre o módulo de rasgamento para $\Delta a = 1mm$ (ANDERSON, 1995)

O efeito de tamanho, associado à espessura, está relacionado à gradual transição entre a condição de EPT para o EPD e esclarece parcialmente a variação dos valores de J_C , quando se utilizam corpos de prova com espessuras diferentes (MIRANDA, 1999).

3.5.2 – Soluções de Referência

A característica central das metodologias biparamétricas é a utilização de dois parâmetros para a descrição dos campos de tensões e deformações na ponta de uma trinca. Um desses parâmetros determina a amplitude dos campos elasto-plásticos de tensões com alta triaxialidade em regiões próximas a ponta da trinca; enquanto o segundo parâmetro determina o nível de triaxialidade associado à perda de restrição na ponta da trinca, em relação a um campo de tensões de referência. Sendo assim, para se programar as metodologias biparamétricas é necessária a obtenção de campos de tensões independentes do carregamento e que possam ser considerados como uma solução de referência (RABELLO, 2005).

A solução de referência utilizada para determinar o parâmetro Q emprega o campo de tensões obtido a partir de análises numéricas para o modelo de camadas elásticas – *MBL* (*Modified Boundary Layer*).

Considerando uma placa de dimensões infinitas contendo uma trinca, submetida a tensões remotas, conforme mostrado na FIG. 3.18, o campo de tensões e deformações nas proximidades da ponta da trinca, pode ser representado pelos primeiros dois termos da solução linear-elástica de Williams (1957):

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \right) f_{ij}(\theta) + T \delta_{ij} \delta_{1j} \quad (3.52)$$

Sendo r e θ coordenadas polares centradas na ponta da trinca ($\theta = 0$ corresponde ao plano de propagação da trinca sob o Modo I de carregamento); f_{ij} são funções angulares adimensionais, K_I é o fator intensidade de tensões para o Modo I, δ_{ij} é o delta de Kronecker ($\delta_{ij} = 1$ para qualquer $i = j$) e T a tensão não singular aplicada paralelamente ao plano da trinca.

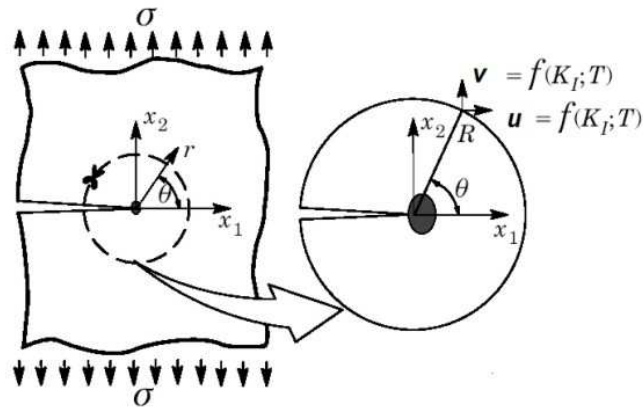


Figura 3.18 – Interpretação gráfica do *MBL* (CRAVERO, 2004)

Williams (1957) também deduziu os deslocamentos u e v nas bordas do modelo, para condições onde as dimensões da zona plástica sejam pequenas o bastante para que os efeitos da plasticidade não afetem a solução linear-elástica.

$$u(r, \theta) = K_I \frac{1-\nu}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) (3-4\nu - \cos\theta) + T \frac{1-\nu^2}{E} R \cos\theta \quad (3.53)$$

$$v(r, \theta) = K_I \frac{1-\nu}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \text{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) (3-4\nu - \cos\theta) + T \frac{\nu(1-\nu^2)}{E} R \text{sen}\theta \quad (3.54)$$

O modelo computacional por elementos finitos representativo de uma placa infinita simplifica a geração de soluções numéricas para trincas estacionárias, sob condições de escoamento limitado (*SSY*). A simetria do carregamento no Modo I e das condições de contorno permite a análise de apenas uma metade da placa, como mostrado na FIG. 3.19. A limitação da plasticidade na ponta da trinca é obtida pelo emprego de um raio externo, R , extremamente grande tal que $R_p < R/20$, sendo R_p o raio da zona plástica. (TROVATO & RUGGIERI, 1999, 2001). Estudos numéricos demonstram que esses campos de tensões obtidos por modelos computacionais são campos estacionários independentes do nível de carregamento, medido favoravelmente por K_I ou J , quando prevalecer as condições de escoamento limitado (*SSY*) em uma pequena região ao redor da ponta da trinca.

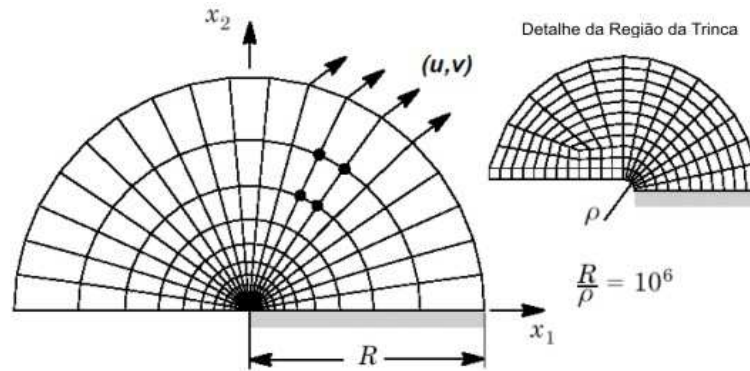


Figura 3.19 – Modelo *MBL* com campos (K, T) (TROVATO & RUGGIERI, 2001)

Nas FIG. 3.20 e 3.21 são demonstradas as evoluções das tensões de abertura (σ_{yy}), normalizada pela tensão de referência (σ_0) com a distância da ponta da trinca normalizada por $(K/\sigma_0)^2$, para dois materiais elasto-plásticos descritos pela função de Ramberg-Osgood ($n = 10$ e $n = 20$) respectivamente. Portanto, após um regime transitório inicial ($K \approx 20\text{-}40\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$), os campos de tensões independem do nível de carregamento aplicado e, portanto, podem ser associados a um estado de tensões de referência correspondente ao modelo da placa infinita (*MBL*). Estas soluções de referência dependem das propriedades de encruamento do material:

- para $n=10$ o valor da tensão máxima é cerca de $3,8 \times \sigma_0$;
- para $n=20$ o valor da tensão máxima é cerca de $3,2 \times \sigma_0$ (CRAVERO & RUGGIERI, 2002).

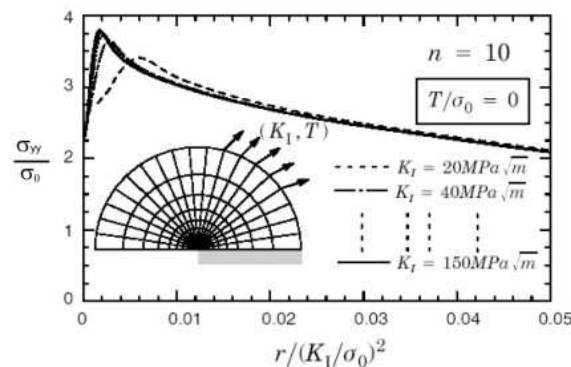


Figura 3.20 – Campos de tensões para o modelo *MBL* ($n=10$) (CRAVERO & RUGGIERI, 2002)

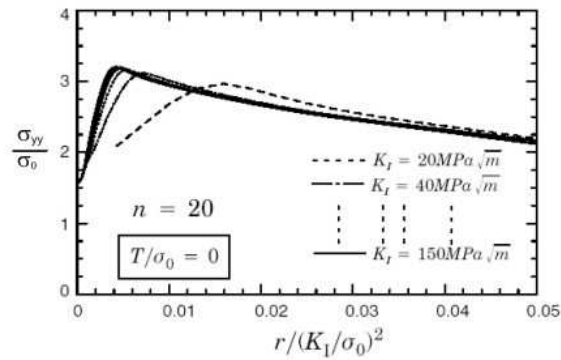


Figura 3.21 – Campos de tensões para o modelo *MBL* ($n=20$) (CRAVERO & RUGGIERI, 2002)

3.5.3 – Teoria *J-Q*

O'Dowd e Shih (1991, 1992, 1993) propuseram uma descrição biparamétrica aproximada para os campos de tensões e deformações na ponta da trinca, utilizando um parâmetro para descrição do nível de triaxialidade mais específico e aplicável a condições de escoamento generalizado (*LSY*).

Admitindo uma teoria de pequenas deformações, as tensões na ponta da trinca podem ser expressas por uma série de potências, na qual a solução de referência é o termo principal. Os outros termos da série podem ser reunidos em um campo diferencial na forma

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{HRR} + (\sigma_{ij})_{DIF} \quad (3.55)$$

Adotando o campo *HRR* conforme as Eq. 3.46 e 3.47 como solução de referência, ou alternativamente,

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{MBL;T=0} + (\sigma_{ij})_{DIF} \quad (3.56)$$

caso seja adotado a formulação *MBL* com $T = 0$, como solução de referência.

Foi observado por O'Dowd e Shih (1991, 1992) que o campo diferencial é relativamente constante com a posição angular e a distância em uma região à frente da ponta

da trinca. Observaram também que as componentes de tensão de cisalhamento são desprezíveis em relação às componentes normais.

$$\left(\sigma_{yy}\right)_{DIF} \approx \left(\sigma_{xx}\right)_{DIF} \gg \left(\sigma_{xy}\right)_{DIF} \quad \text{para } |\theta| \leq \pi/2 \quad (3.57)$$

Logo, o campo diferencial corresponde aproximadamente a um campo hidrostático na ponta da trinca. O'Dowd e Shih designaram a amplitude do campo diferencial como Q e, desta forma a Eq. 3.56 torna-se

$$\sigma_{ij} = \left(\sigma_{ij}\right)_{T=0} + Q\sigma_0\delta_{ij} \quad \text{para } |\theta| \leq \pi/2 \quad (3.58)$$

sendo δ_{ij} o delta de Kronecker e $Q\sigma_0$ uma tensão hidrostática uniforme, que representa a diferença de tensões em relação a um campo de elevado nível de triaxialidade.

Logo Q pode ser definido pela Eq. 3.59, onde a diferença normalizada entre o campo de tensão de uma configuração real e o campo de referência é obtido na condição de alta restrição à plasticidade (*SSY*).

$$Q \equiv \frac{\sigma_{yy} - \left(\sigma_{yy}\right)_{SSY;T=0}}{\sigma_0} \quad \text{para } \theta=0 \quad \text{e} \quad r = \frac{2J}{\sigma_0} \quad (3.59)$$

Assim o parâmetro Q é avaliado para uma distância da ponta da trinca, $r = 2J/\sigma_0$; contudo O'Dowd e Shih mostraram que o parâmetro Q é independente da distância r , no intervalo $1 \leq r/(J/\sigma_0) \leq 5$.

O parâmetro Q é obtido seguindo um procedimento em duas etapas. Na primeira, a geometria real do corpo-de-prova é modelada numericamente por elementos finitos com malha muito refinada na ponta da trinca. Os valores da integral J são calculados para cada valor de carga aplicada e, posteriormente, convertido em deslocamentos $u(r,\theta)$ e $v(r,\theta)$, conforme Eq. 3.53 e 3.54.

Os deslocamentos são aplicados na segunda etapa, quando se realiza uma análise com um modelo numérico na ponta da trinca e que tem um elevado nível de restrição a plasticidade pela colocação de diversas camadas circulares de elementos que permanecem elásticos, mesmo para a mais elevada carga (*MBL*). O parâmetro Q é calculado pela diferença entre os campos de tensão real e o adquirido pelo modelo elástico, para uma carga definida, a

uma distância normalizada, λ . Na FIG. 3.22 é apresentada a distribuição de tensões na frente da trinca para diferentes carregamentos e a determinação de Q .

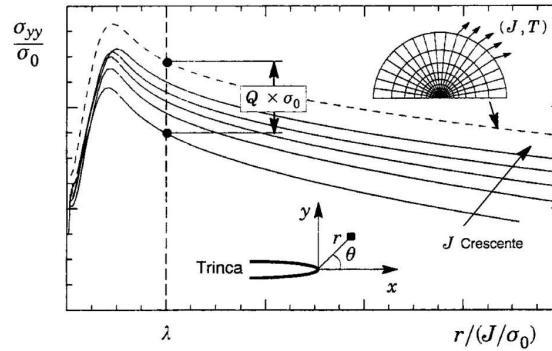


Figura 3.22 – Procedimento para determinação de Q (CRAVERO & RUGGIERI, 2002)

Pela FIG. 3.23 conclui-se que há uma evolução do nível de restrição à plasticidade quando se passa de uma situação de pouca plasticidade ($SSY - Q \approx 0$), até uma condição com alta plasticidade e baixo nível de restrição, quando a MFEL não seria mais aplicável. À medida que se perde a restrição pelo aumento da carga aplicada, expressa pelo valor da integral J , o parâmetro Q se torna negativo. Este comportamento é mais pronunciado para configurações contendo trincas rasas ($a/W < 0,25$) (RABELLO, 2005).

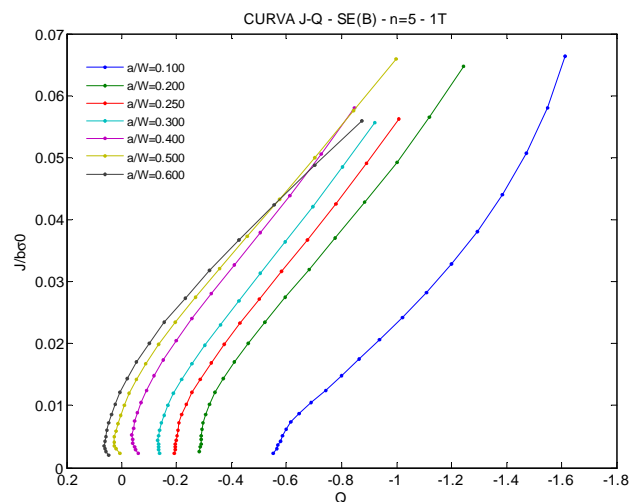


Figura 3.23 – Curvas $J-Q$ para diversas geometrias

A abordagem monoparamétrica assume a resistência à fratura como uma propriedade do material, independente da geometria e modo de carregamento. Já a teoria $J-Q$, em contraposição, introduz um grau de liberdade adicional, o qual implica que o valor crítico de J depende do parâmetro de triaxialidade Q :

$$J_C = J_C(\text{material}; Q) \quad (3.60)$$

Logo a mecânica da fratura monoparamétrica assume que os valores de tenacidade à fratura adquiridos em laboratório podem ser usados em aplicações estruturais; a mecânica da fratura biparamétrica sugere que tanto o corpo-de-prova quanto a estrutura devem possuir o mesmo nível de restrição à plasticidade para um dado valor de tenacidade à fratura.

A teoria $J-Q$ estabelece uma nova metodologia para caracterizar a resistência à fratura de um material, por meio de curvas $J-Q$ e resultados experimentais ($J-Q$ Material Toughness Locus), onde uma série de experimentos considerando diversos corpos-de-prova e diferentes níveis de triaxialidade é utilizada para determinar uma região distinta para a fratura por clivagem. A dispersão dos valores de J_C define essa região, limites inferiores e superiores. Por meio da curva $J-Q$ traçada numericamente para um determinado corpo-de-prova, pode-se observar o comportamento à fratura do material, sendo que a fratura ocorrerá quando a curva do material atingir a região de clivagem, como mostrado na FIG. 3.24.

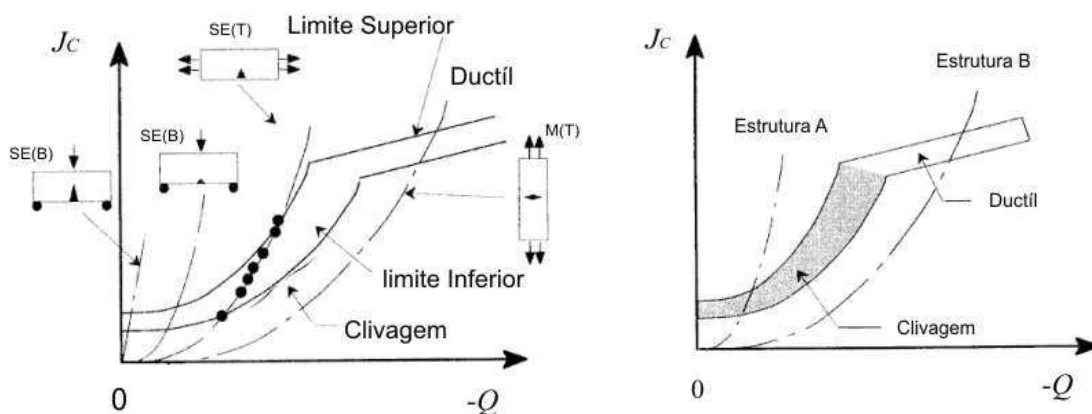


Figura 3.24 – Curvas $J-Q$: Locus de tenacidade a fratura (DODDS, 1993)

3.5.4 – Métodos para Correção dos Efeitos da Restrição à Plasticidade

A teoria $J-Q$ apresentada anteriormente não resolve totalmente o problema da avaliação da integridade de componentes estruturais, uma vez que elas apenas caracterizam o nível de restrição à plasticidade na ponta da trinca, mas não relacionam os efeitos dos campos de tensões e deformações sobre a resistência à fratura dos materiais. Assim, critérios micromecânicos de falha devem ser introduzidos para relacionar os campos na ponta da trinca com a tenacidade à fratura (RABELLO, 2005).

Ritchie, Knott e Rice (RITCHIE et al, 1973) formularam um modelo teórico para definição de um critério para ocorrência da fratura frágil nos materiais (Modelo RKR). Este modelo estabelece que a fratura é produzida quando as tensões à frente da trinca excedem um valor crítico (σ_c), que é suficiente para promover o crescimento de uma microtrinca nas vizinhanças da trinca macroscópica. Este modelo não considera fenômenos probabilísticos e supõe que exista uma microtrinca orientada na posição mais favorável para produzir o seu crescimento. Apesar dessas limitações o modelo RKR introduz um importante princípio que relaciona as tensões à frente da trinca com a ocorrência da fratura frágil.

O critério de instabilidade de Griffith mostra que a fratura ocorre para um valor crítico das tensões normais à frente de uma trinca. A reconhecida natureza aleatória da fratura frágil, expressa pela grande dispersão de resultados experimentais de tenacidade à fratura, decorre da probabilidade de se encontrar um defeito microestrutural nas proximidades da ponta da trinca. Assim o volume amostrado nas vizinhanças de uma trinca se torna de fundamental importância na descrição da fratura por clivagem. A probabilidade de ocorrência de fratura por clivagem em sólidos contendo trincas pode ser expresso por (ANDERSON, 1995)

$$F = F[V(\sigma_I)] \quad (3.61)$$

sendo F a probabilidade de falha por clivagem, σ_I a tensão principal máxima em um ponto e $V(\sigma_I)$ o volume acumulado amostrado, no qual a tensão principal excede o valor de σ_c . Para amostras sujeitas ao estado plano de deformação, $V = BA$, sendo B a espessura e A a área no plano $x - y$.

Anderson, Dodds e colaboradores (ANDERSON & DODDS, 1991; DODDS et al 1991) quantificaram os efeitos da restrição na tenacidade à fratura por meio de um parâmetro global de fratura (J_C) aliado a um critério de falha aplicado à clivagem transgranular. Em suas análises, a tensão principal (σ_I) na ponta da trinca pode ser expressa por

$$\frac{\sigma_I}{\sigma_0} = f\left(\frac{J}{\sigma_0 r}, \theta, Q\right) \quad (3.62)$$

A Eq. 3.62 sugere que os campos de tensões na ponta da trinca dependem de J . Quando o domínio de J é perdido, há um relaxamento na triaxialidade e a tensão principal se torna menor que o valor previsto para a condição SSY , para um mesmo r e θ .

Reescrevendo a Eq. 3.62 obtém-se uma expressão da distância r em função de θ e (σ_I/σ_0):

$$r = \frac{J}{\sigma_0} g_1\left(\theta; \frac{\sigma_I}{\sigma_0}; Q\right) \quad (3.63)$$

Considerando um nível particular para a tensão principal (σ_I/σ_0), a área, A , sob o qual a tensão principal excede (σ_I/σ_0) é dada por

$$A = \frac{J^2}{\sigma_0^2} h\left(\frac{\sigma_I}{\sigma_0}; Q\right) \quad h = \frac{1}{2} \int_{-\pi}^{\pi} g_1^2\left(\theta; \frac{\sigma_I}{\sigma_0}; Q\right) d\theta \quad (3.64)$$

A área definida pelo contorno (σ_I/σ_0) depende de J , bem como do nível de triaxialidade definido por Q . Nomeando A_{SSY} e J_{SSY} para indicar a área e o valor de J associados à condição SSY ($Q = 0$) e A_{FB} e J_{FB} para a área e J associados a um sólido finito contendo uma trinca ($Q \neq 0$), obtém-se:

$$A_{SSY} = \frac{J_{SSY}^2}{\sigma_0^2} h_{SSY}\left(\frac{\sigma_I}{\sigma_0}; Q\right) \quad h_{SSY} = \frac{1}{2} \int_{-\pi}^{\pi} g_1^2\left(\theta; \frac{\sigma_I}{\sigma_0}; Q=0\right) d\theta \quad (3.65)$$

$$A_{FB} = \frac{J_{FB}^2}{\sigma_0^2} h_{FB}\left(\frac{\sigma_I}{\sigma_0}; Q\right) \quad h_{FB} = \frac{1}{2} \int_{-\pi}^{\pi} g_1^2\left(\theta; \frac{\sigma_I}{\sigma_0}; Q\right) d\theta \quad (3.66)$$

Para um carregamento inicial, o sólido finito apresenta $Q = 0$ e h_{FB} se iguala a h_{SSY} . Contudo, para cargas crescentes, a plasticidade aumenta no sólido e Q se torna diferente de zero. Portanto, h_{FB} se desvia para valores inferiores a h_{SSY} . Igualando as Eq. 3.65 e 3.66, obtém-se uma razão entre as duas condições (sólido finito e *SSY*) que estabelece o desvio ocorrido devido à perda de restrição à plasticidade

$$\frac{J_{FB}}{J_{SSY}} = \frac{\sqrt{h_{SSY} \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_0} \right)}}{\sqrt{h_{FB} \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_0} \right)}} = \frac{\sqrt{A_{SSY}}}{\sqrt{A_{FB}}} = \sqrt{\phi} \quad (3.67)$$

sendo ϕ um valor de restrição, onde o valor é sempre inferior ou igual a 1.

Na Eq. 3.67 J_{SSY} pode ser interpretado como a força motriz efetiva para a clivagem, enquanto J_{FB} é a força motriz aparente. A razão entre esses termos quantifica os efeitos da restrição na tenacidade à fratura.

Anderson e Dodds (1993) apresentam uma expressão semelhante para o tratamento da restrição em corpos de prova com dimensões reduzidas (*Subsize Fracture Toughness Specimens*).

$$\frac{J}{J_{SSY}} = 1 + \phi \left(\frac{J}{b\sigma_e} \right)^\gamma \quad (3.68)$$

sendo:

$$\phi = 0,8425(n)^{2,262} \quad (3.69)$$

$$\gamma = 1,126 + 0,01925n - 8,333 \times 10^{-5}(n)^2 \quad (3.70)$$

Nas Eq 3.69 e 3.70, n é o coeficiente de encruamento.

Do mesmo modo que ocorre na teoria J - Q , a aplicação de um novo procedimento para previsão da tenacidade à fratura, incluindo os efeitos da perda de restrição à plasticidade, também necessita da análise numérica por elementos finitos dos modelos de interesse. Os contornos das tensões principais devem ser modelados e suas áreas comparadas com as soluções de referência conseguidas para $T = 0$ nas análises *MBL*. A seguir, pode-se traçar um

gráfico da força motriz efetiva (J_{SSY}) versus J , para os diversos modelos. Na FIG.3.25 é mostrada essa metodologia conhecida como: correção para escoamento em pequena escala (*Small Scale Yielding Correction*).

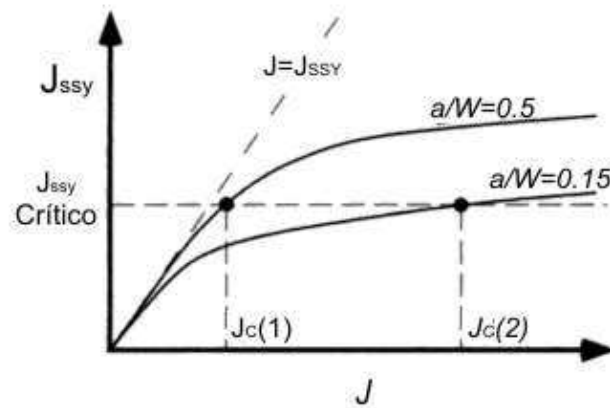


Figura 3.25 – Metodologia para transferência de valores de tenacidade (ANDERSON, 1995)

Conforme descrito na FIG. 3.25, para pequenas deformações as curvas ($J_{SSY} - J$) possuem um relação 1:1, porém há um desvio desse comportamento quando o modelo estudado sofre um carregamento crescente. Quando $J \approx J_{SSY}$, os campos de tensões são próximos ao limite definido pela condição $Q = 0$, e a tenacidade à fratura não sofre influência da geometria do corpo-de-prova. Para grandes deformações, $J > J_{SSY}$, a tenacidade aumenta devido à perda de restrição à plasticidade. Essa perda de restrição é mais pronunciada em modelos contendo trincas rasas.

O modelo anterior considera áreas à frente da trinca nas quais a tensão principal supera um valor crítico. Este conceito parte de uma análise bidimensional, plano $x - y$, e torna o modelo incompleto, pois o volume amostrado à frente da trinca possui grande importância sobre a tenacidade. Uma forma de resolver essa limitação é a definição de uma espessura efetiva, conforma a FIG. 3.26.

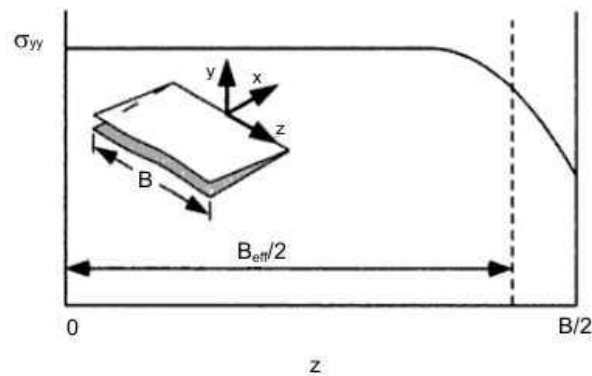


Figura 3.26 – Representação esquemática da espessura efetiva (ANDERSON, 1995)

Para um dado nível de tensões escolhido (σ_1/σ_0) as áreas dos contornos construídos no plano $x - y$, irão variar ao longo da frente da trinca, pois a região central do corpo-de-prova tem maior restrição à plasticidade do que as extremidade, efeito da espessura. Assim, o volume pode ser obtido pela soma das áreas dos contornos ao longo da espessura (ANDERSON, 1995):

$$V = 2 \int_0^{\frac{B}{2}} A(\sigma_1; z) dz = B_{eff} A_C(\sigma_1) \quad (3.71)$$

sendo A_C a área do contorno no centro do corpo-de-prova e B_{eff} a espessura efetiva.

A espessura efetiva, B_{eff} , influi na força motriz para clivagem pelo efeito do volume amostrado: frentes de trincas muito longas com grandes espessuras, tem maior possibilidade de fraturar por clivagem, uma vez que há maior oportunidade de se encontrar um “defeito microestrutural”.

Os efeitos da perda de restrição a plasticidade são descritos por trajetórias $J-Q$, contudo, por limitações da definição dessas trajetórias, os efeitos da espessura do corpo-de-prova não são incluídos. As limitações apresentadas pelas trajetórias $J-Q$ convencionais (EPD) motivaram a formulação de outro parâmetro para a caracterização do nível de restrição a plasticidade na ponta da trinca.

Baseando-se no conceito de integração funcional, utilizado na integral de domínio (MORAN & SHIH, 1987), estende-se a abrangência das trajetórias $J-Q$ convencionais incluindo os efeitos da espessura. Desse modo todas as integrais de funções contínuas podem ser expressas pela soma dos valores dos integrandos sobre um domínio, devidamente

normalizada, para fornecer um valor médio funcional. Um domínio é definido por uma função de domínio ou função peso ($w(x)$) que seja igual a zero do conjunto e igual a um determinado valor dentro desse domínio. O valor médio de uma função ($F(x)$) sobre o domínio pode ser escrito como:

$$\frac{\int F(x).w(x)dx}{\int w(x)dx} = \bar{F} \quad (3.72)$$

A EQ. 3.72 demonstra a razão entre a medida do gráfico da função sobre o domínio e a medida do domínio.

Considerando na FIG. 3.27 a demonstração da grande variação do parâmetro Q ao longo da frente da trinca, Rabello (2005) propôs uma nova formulação para outro parâmetro, Q_A , para a caracterização dos efeitos da perda de restrição à plasticidade em toda a espessura do corpo-de-prova:

$$Q_A = 2. \int_{B_z=0,5}^{B_z=1} Q(B_z)dB \quad (3.73)$$

sendo $Q(B_z)$ o valor do parâmetro Q em cada ponto ao longo da espessura e a constante 2 esta associada ao uso da simetria no Modo I de carregamento.

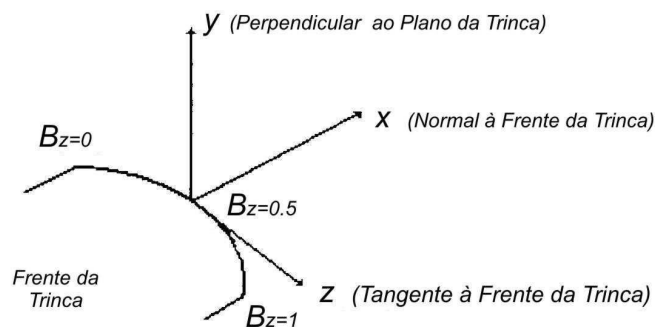


Figura 3.27 – Coordenadas à frente da trinca.

Logo, o parâmetro Q_A corresponde à área sob a curva Q versus Espessura normalizada e pode ser interpretado como um valor equivalente ($Q_{Equivalente}$) representativo do efeito global da perda de restrição à plasticidade, conforme a FIG. 3.28.

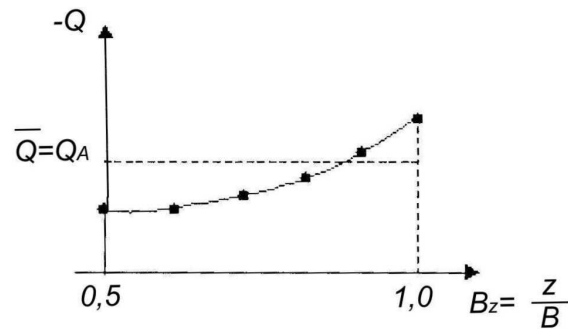


Figura 3.28 – Representação do parâmetro Q .

A EQ.3.73 pode ser escrita na forma

$$Q_A(B_{z=0} \rightarrow B_{z=1}) = \frac{\int_{B_{z=0}}^{B_{z=1}} Q(z) \cdot w(z) dz}{\int_{B_{z=0}}^{B_{z=1}} w(z) dz} = \frac{\bar{Q}}{A_w} \quad (3.74)$$

sendo A_w , área do gráfico da função de domínio ($w(z)$) na qual a função Q foi integrada, e \bar{Q} valor médio do parâmetro Q , determinado ao longo da espessura do corpo-de-prova contendo trincas.

A função de domínio é uniforme e constante ao longo da espessura, como a integral de domínio para corpos-de-prova contendo trincas retas e passantes, ou seja, o parâmetro Q_A representa o valor médio das diferenças entre as tensões a frente da trinca de uma geometria específica e as tensões adquiridas em um modelo com alta restrição à plasticidade (*SSY Conditions*). Logo, Q_A está coligado a uma tensão hidrostática média, que representa a triaxialidade de tensões (nível de restrição) da geometria estudada.

Desse modo, o parâmetro Q_A se aproxima do valor de Q obtido no estado plano de deformação para análises em geometrias espessas e para pequenas espessuras, Q_A será menor que os valores determinados por Q_{EPD} (SHIH, et al, 1993).

A partir desse significado físico, as trajetórias $J-Q_A$ traçadas na FIG. 3.29 foram construídas.

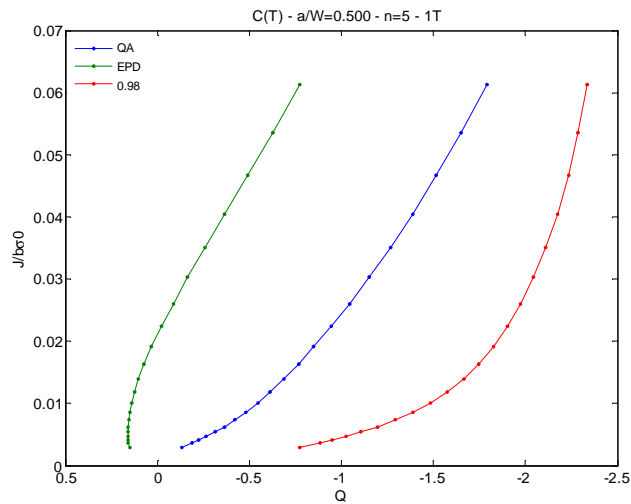


Figura 3.29 – Trajetória $J-Q_A$: $C(T)$.

Portanto o parâmetro Q_A pode ser utilizado para representar os efeitos globais de perda de restrição à plasticidade com uma geometria particular, além de servir como fator de intercomparação entre valores de tenacidade à fratura obtidos para diferentes geometrias.

3.6 – Choque Térmico Pressurizado (PTS)

A partir dos anos 80 tornou-se evidente a necessidade de se avaliar a integridade estrutural de vasos de pressão de reatores nucleares no que diz respeito ao acidente de choque térmico pressurizado (PTS - *Pressurized Thermal Shock*). O reconhecimento da importância da avaliação de um PTS tem levado diversos órgãos da área nuclear a dedicar considerável esforço de pesquisa em relação ao processo de avaliação da integridade dos vasos de pressão de usinas nucleares. Pesquisadores em todas as partes do mundo têm concentrado seus esforços nas análises estruturais e de fratura do vaso de pressão, conduzindo experimentos para melhor entender como fatores específicos influenciam o comportamento de

descontinuidades sob condições de carregamentos no choque térmico pressurizado (GOMES, 2005).

Para uma usina nuclear PWR (*Pressurized Water Reactor*) operar de forma segura e contínua depende intensamente da determinação e controle das regras de segurança contra ruptura do vaso de pressão do reator (VPR). O acidente de PTS é uma das questões de maior severidade relacionada à integridade estrutural do vaso e esse acidente é causado pela seguinte seqüência de eventos (PENNELL & MALIK, 1997):

- acidente com dano ao VPR e conseqüente perda do líquido refrigerante;
- sistema de segurança injeta água em resposta ao acidente de perda do líquido refrigerante;
- a água armazenada encontra-se em temperaturas relativamente baixas causando um choque térmico severo na parede interna do VPR;

O VPR pode vir a sofrer uma fratura frágil caso ocorra alguma dessas condições:

- se o material já tiver sofrido uma degradação por irradiação de nêutrons rápidos;
- após o resfriamento a pressão permanecer elevada ou houver uma repressurização;
- ocorrência de defeitos que venham a propagar trincas quando submetidos à elevada tensão termo-mecânica na parede do vaso.

A FIG. 3.27 demonstra a variação de pressão e temperatura durante um evento de PTS. As tensões térmicas provenientes do resfriamento rápido em combinação com as tensões causadas pela pressão resultam em elevadas tensões de tração na superfície interna do vaso (BASS, 2000). Entretanto, a irradiação por nêutrons rápidos na região da parede que fica próximo ao núcleo do reator e a água fria que foi injetada para diminuir a temperatura, agem de modo a diminuir a tenacidade a fratura do material. Logo as elevadas tensões termomecânicas de tração, agindo em regiões do material com baixa tenacidade à fratura, criam condições ideais para que o crescimento de trincas possa iniciar em descontinuidades preexistentes no material do vaso (JHUNG & PARK, 1999).

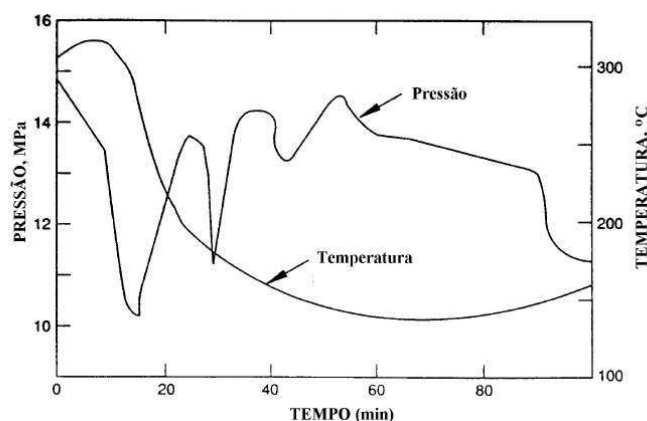


Figura 3.30 – Variação de pressão e temperatura durante PTS (CRUZ & NETO, 1999)

Para avaliar a integridade de um VPR de usinas PWR, é necessário fazer inicialmente uma avaliação da temperatura de transição frágil-dúctil e do coeficiente de segurança entre essa temperatura e a temperatura da água injetada. Com a operação do reator e a irradiação de nêutrons rápidos na parede do vaso, ocorre a fragilização, a alteração da temperatura de transição frágil-dúctil e a diminuição do coeficiente de segurança. No fim da vida útil de 40 anos ou com a extensão de vida de 40 para 60 anos o coeficiente de segurança pode ficar menor que o recomendado sendo necessária uma avaliação específica de PTS composta dos seguintes passos (TAYLOR et al, 2000):

- determinação dos possíveis transitórios do sistema;
- realização de análises termo-hidráulicas usando códigos computacionais adequados para determinar os históricos de temperatura, pressão e coeficientes de transferência de calor, que servirão como dados de entrada para as análises estruturais;
- definição de geometria, posição e direção das descontinuidades, sejam elas reais (determinados por meio de técnicas de inspeção) ou postuladas por normas;
- realização das análises estruturais e de avaliação de fratura do VPR usando os resultados da análise termo-hidráulica, as propriedades mecânicas e de tenacidade à fratura do material e os dados relativos às descontinuidades.

3.6.1 – Tensões Térmicas na Parede do VPR

Tensões térmicas são de grande interesse em sistemas nucleares em razão da magnitude dos valores envolvidos. Uma queda brusca de temperatura em uma região da parede de um VPR causa contração de uma parte da mesma, ao passo que a seção adjacente, que não está totalmente exposta à variação de temperatura, impede esta contração gerando tensões térmicas em toda a seção (DOE, 1993).

A pressão do sistema de refrigeração exerce sempre tensões de tração na parede interna do VPR, ao passo que tensões devidas a gradientes de temperatura podem ser tanto de compressão quanto de tração. O tipo de tensão é uma função da espessura da parede e da variação de temperatura (resfriamento ou aquecimento). Durante o aquecimento do sistema, a temperatura da parede externa fica menor que a temperatura da parede interna (GOMES, 2005).

Na FIG. 3.31 são apresentados os perfis de tensões durante o aquecimento e o resfriamento. No aquecimento as tensões produzidas pela pressão do sistema são de tração e pelo gradiente térmico variam de compressão para tração. Na profundidade de $1/4$ da espessura estas tensões são de compressão, em $3/4$ da espessura, as tensões produzidas pela temperatura e pela pressão são de tração e tendem a se somar. Já os perfis de tensão circunferencial obtidos durante o resfriamento do sistema, no qual a parede interna resfria mais rápido do que a externa. Observa-se que na profundidade de $1/4$ da espessura as tensões são de tração, somando-se, já na profundidade de $3/4$ da espessura as tensões produzidas pela pressão do sistema são de tração e as tensões produzidas pelo gradiente de temperatura são de compressão.

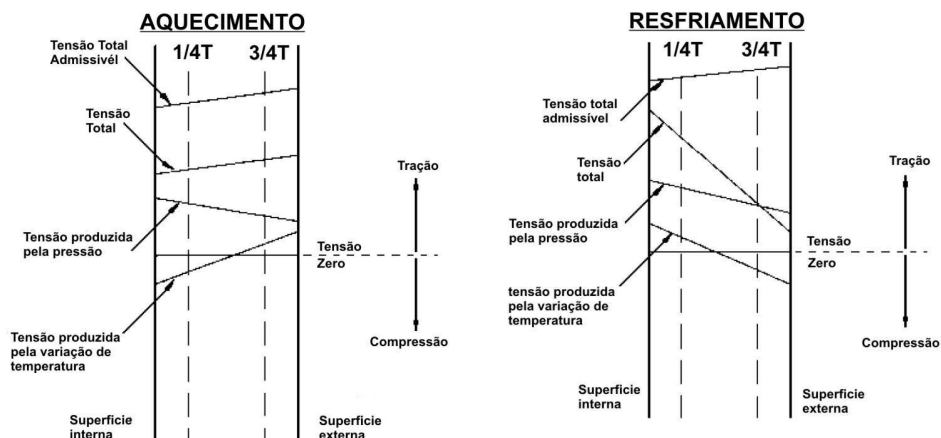


Figura 3.31 – Perfil de tensões durante o aquecimento e o resfriamento do VPR (DOE, 1993)

4 – METODOLOGIA

4.1 – Geometrias Estudadas

Neste trabalho foram modelados corpos-de-prova do tipo SE(B), C(T), conforme apresentando na FIG. 4.1. Para o estudo dos efeitos da restrição à plasticidade sobre a tenacidade à fratura, diversos tamanhos relativos de trincas (relação tamanho da trinca sobre a largura do corpo-de-prova - a/W) foram analisadas. Na TAB. 4.1 são apresentadas as principais dimensões dos corpos-de-prova, bem como os diversos tamanhos de trincas estudados.

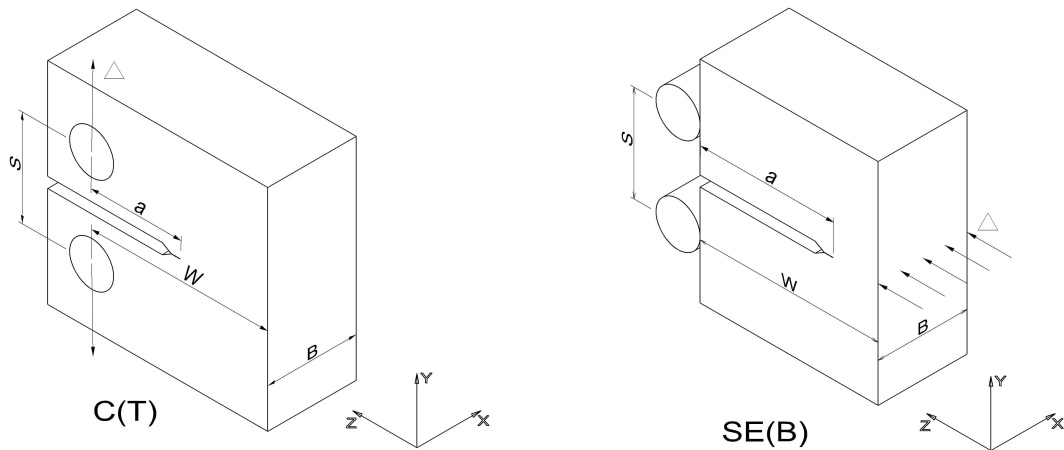


Figura 4.1 – Corpos-de-prova

Tabela 4.1 – Principais dimensões dos corpos-de-prova

<i>CP</i>	<i>a</i>	<i>B</i>	<i>W</i>	<i>S</i>	<i>a/W</i>	
<i>SE(B)</i>	25,4	1T	50,8	101,6	0,1	0,4
					0,2	0,5
					0,3	0,6
<i>C(T)</i>	25,4	1T	50,8	101,6	0,1	0,4
					0,2	0,5
					0,3	0,6

4.2 – Modelos 3D

Utilizando o programa MSC PATRAN foram construídos os modelos tridimensionais (Modelos 3D) para análise por elementos finitos. Nas FIG. 4.2 a 4.4 são apresentados alguns exemplos desses modelos.

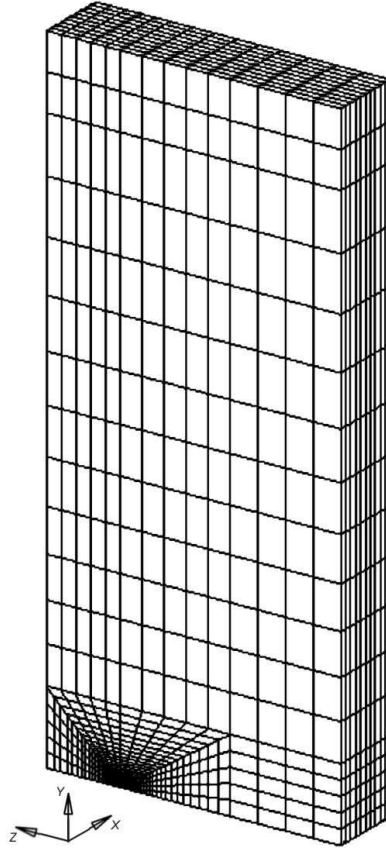


Figura 4.2 – Modelos SE(B)

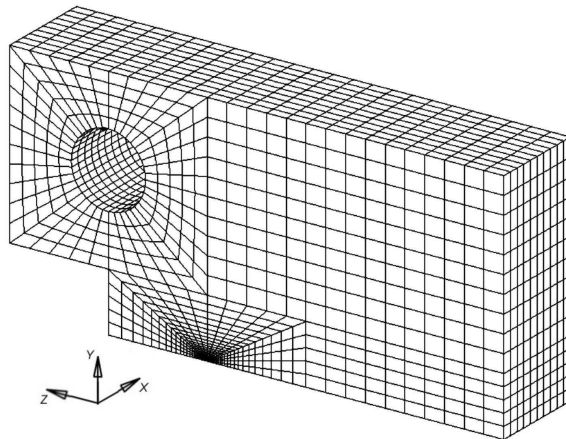


Figura 4.3 – Modelos C(T)

Os modelos 3D, SE(B) possuem em média 17.000 elementos hexaédricos de 8 nós, distribuídos em 10 camadas ao longo da espessura, enquanto os C(T) possuem em média 16.000 elementos hexaédricos de 8 nós, distribuídos em 10 camadas. Em todos os modelos foram aproveitadas as condições de simetria dos planos xy e xz , o que permitiu que apenas $\frac{1}{4}$ de cada corpo-de-prova fosse modelado. As camadas foram dispostas equidistantes ao longo de espessura para se avaliar o gradiente de tensões.

Na frente da trinca foi utilizada uma malha bem refinada formada por 90 anéis focais em média, centrados na ponta da trinca com um raio $\rho = 2,54 \mu m$, mostrado na FIG. 4.4, representando o arredondamento inicial da trinca. Esse raio evita convergências errôneas do cálculo computacional das tensões e deformações nos primeiros anéis, logo após o início da trinca evoluir para dentro do corpo-de-prova (RABELLO, 2005).

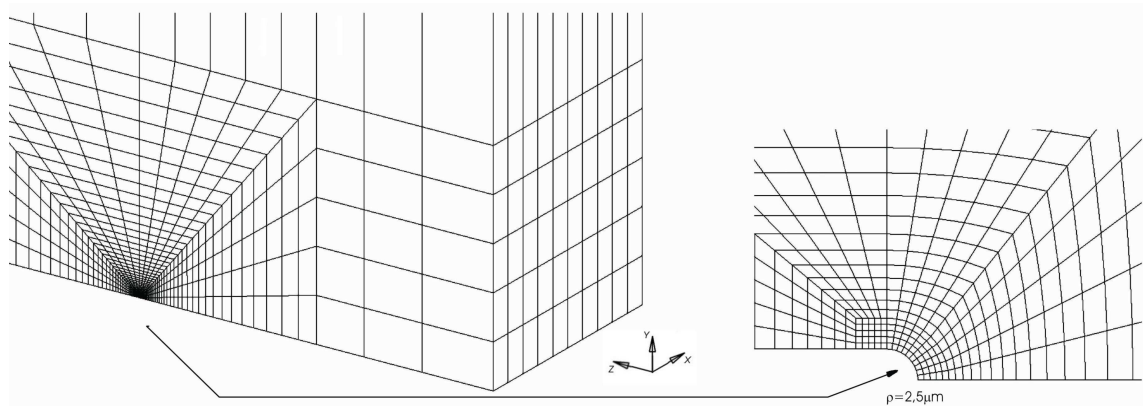


Figura 4.4 – Detalhe da ponta da trinca

Também foi modelada uma chapa infinita (*MBL Model*) em estado plano de deformação (EPD) para obtenção do campo de referência SSY , necessário ao cálculo do parâmetro Q . O modelo foi constituído por anéis focais com aproximadamente 5.700 elementos hexaédricos com 8 nós. A limitação da plastificação na ponta da trinca é garantida pela construção de um raio externo, R , suficientemente grande, de forma que $R_p \ll R/20$, sendo R_p o raio da zona plástica. As condições de EPD foram obtidas pela restrição de deslocamentos na direção do eixo z , para todos os nós.

Este modelo computacional representativo de uma placa infinita com uma trinca simplifica a geração de soluções numéricas para trincas estacionárias sob condições de escoamento limitado (SSY) completamente definido. A simetria do carregamento, Modo I e das condições de contorno permite a análise de somente uma metade da placa infinita como mostrado na FIG. 4.5. Estudos numéricos conduzidos por Trovato e Ruggieri

(2001) demonstram que estes campos de tensões são campos estacionários independentes do nível de carregamento, medido por K_I ou J , quando predominarem as condições de escoamento limitado em uma pequena região ao redor da ponta da trinca.

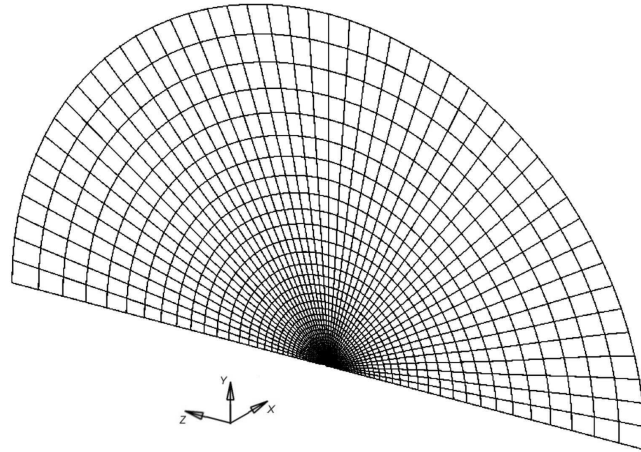


Figura 4.5 – Modelo *MBL*

4.3 – Modelos Constitutivos

Os modelos constitutivos usados nas análises seguem a teoria de pequenas deformações e algoritmos de plasticidade de Von Mises, uma lei exponencial para caracterizar a resposta a tração uniaxial para representar o comportamento mecânico dos materiais. Esta lei seguiu a seguinte equação:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} \quad \text{para } \varepsilon \leq \varepsilon_0 \quad (4.1)$$

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad \text{para } \varepsilon \geq \varepsilon_0 \quad (4.2)$$

sendo ε_0 e σ_0 deformações e tensões de referência, e em geral, são utilizados os limites que definem o comportamento linear para os valores de referência onde $\sigma_0 = \sigma_e$ e $\varepsilon_0 = E/\sigma_e$, n é o inverso do coeficiente de encruamento e α uma constante adimensional.

4.4 – Soluções Numéricas

As soluções numéricas para os campos de tensões e deformações em trincas estacionárias dos modelos estudados neste trabalho foram obtidos pelo código de elementos finitos WARP3D (KOPPENHOEFER et al, 2002). Alguns dos algoritmos mais modernos para a solução das equações de equilíbrio não lineares por meio da formulação iterativo-incremental empregando o método de Newton para eliminação das forças nodais estão inseridos nesse código. Outra característica importante do código é a inclusão da modificação \bar{B} , que diminui o travamento típico dos elementos hexaédricos de 8 nós, quando as deformações progredem para regimes totalmente plástico.

O valor local da taxa de liberação de energia mecânica, expresso pela integral J , em pontos ao longo da ponta da trinca foi calculado pela equação

$$J = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \left[wn_1 - P_{ij} \frac{\delta u_i}{\delta X_1} n_j \right] d\Gamma \quad (4.3)$$

Na Eq. 4.3, Γ denota um contorno fechado definido sobre um plano normal à frente da trinca, n_j o vetor normal à superfície Γ , w a densidade de energia de deformação por unidade de volume, P_{ij} e u_i são as componentes do tensor de tensões e dos deslocamentos no sistema de coordenadas cartesianas localizado a frente da trinca.

O valor médio da integral J sobre a espessura, no procedimento numérico para determinação de modelos sólidos 3D, é determinado para domínios de integração definidos fora da região próxima à ponta da trinca, onde intensa deformação plástica invalida a sua definição. Conseqüentemente, a integral J fornece um parâmetro conveniente e robusto para caracterizar a intensidade do carregamento remoto sobre a frente da trinca (CRAVERO & RUGGIERI, 2002).

O parâmetro Q e as respectivas trajetórias $J-Q$ estudadas ao longo da espessura dos corpos-de-prova foram obtidas por meio do programa JQCRACK. Esse programa determina numericamente a trajetória $J-Q$ para qualquer configuração geométrica pré-trincada, utilizando uma solução de referência baseada no modelo MBL para uma placa infinita contendo uma trinca. Os campos de tensões na região da trinca, necessários para a determinação do parâmetro Q , são obtidos através de análise de tensões para o componente

estrutural e a placa infinita utilizando-se o método dos elementos finitos (CRAVERO & RUGGIERI, 2002).

Utilizando as ferramentas descritas anteriormente, foram determinados os valores da integral J para diversas posições ao longo da espessura do corpo-de-prova, de forma a esclarecer os efeitos da perda de restrição à plasticidade. Analogamente, foram determinados os valores do parâmetro Q ao longo da espessura.

5 – RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 – Variação da Integral J ao Longo da Espessura

Conforme mencionado na metodologia, os valores da integral J foram determinados em diversas posições ao longo da espessura do corpo-de-prova. Nas FIG. 5.1 e 5.2 são apresentados os resultados numéricos obtidos para os corpos-de-prova C(T); $a/W = 0,1$; $B = 1T$ e $n = 5$ e C(T); $a/W = 0,6$; $B = 1T$ e $n = 5$, respectivamente, representativos do comportamento da variação da integral J ao longo da espessura de todas as geometrias estudadas.

No ANEXO V, são apresentados os resultados pertinentes a todas as geometrias estudadas.

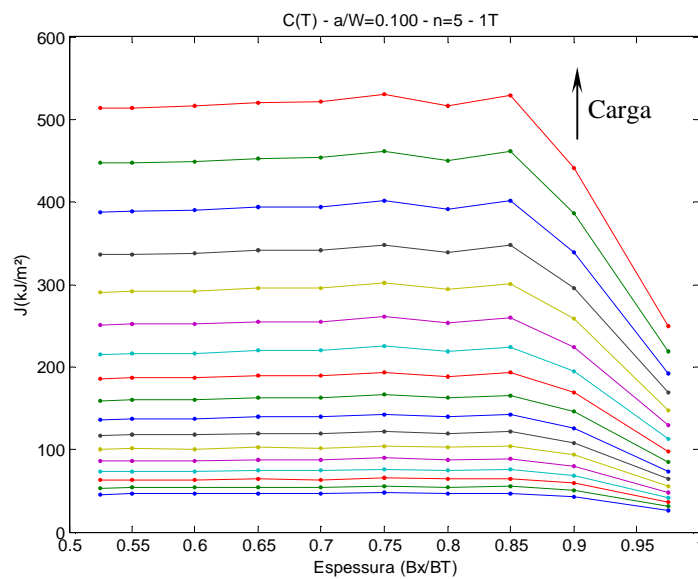


Figura 5.1 – Distribuição de J ao longo da frente da trinca – C(T), $a/W=0,1$ – $n = 5$ – $1T$

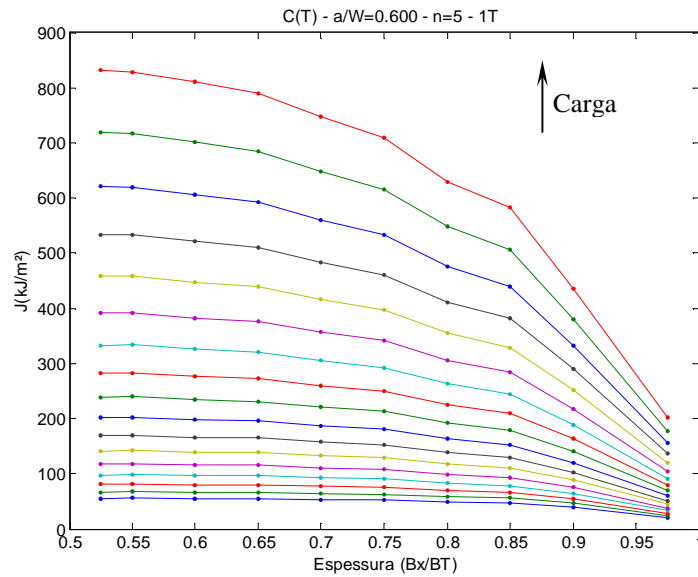


Figura 5.2 – Distribuição de J ao longo da frente da trinca – C(T), $a/W = 0,6 - n = 5 - 1T$

Tanto para trincas rasas ($a/W = 0,1$), quanto para trincas profundas ($a/W = 0,6$), percebe-se uma redução dos valores da integral J do centro para a extremidade do corpo-de-prova. Esta redução é mais pronunciada com o aumento do carregamento.

Este comportamento (redução da integral J ao longo da espessura) já relatado na literatura (KIM et al, 2004), representa os efeitos da perda de restrição à plasticidade do centro (*in plane*) para a superfície (*out plane*), associados à gradual modificação do estado plano de deformação (EPD) para o estado plano de tensão (EPT).

Percebe-se ainda que tais efeitos são mais críticos para corpos-de-prova contendo trincas profundas, pois a redução da integral J ocorre em posições imediatamente posteriores ao centro do corpo-de-prova. Esta constatação torna-se fundamental em procedimentos para avaliação da integridade estrutural de componentes mecânicos, uma vez que esses procedimentos consideram corpos-de-prova contendo trincas profundas ($a/W = 0,45$ a $0,55$).

Estes resultados foram verificados para todas as geometrias estudadas.

5.2 – Variação do Parâmetro Q ao Longo da Espessura

Da mesma forma que a integral J , o parâmetro Q foi estabelecido para diversas posições ao longo da espessura dos corpos-de-prova. Nas FIG. 5.3 e 5.4 são apresentados os resultados da variação de Q para corpos-de-prova, tipo C(T), contendo trincas rasas e profundas, respectivamente.

No ANEXO VI, são apresentados os resultados pertinentes a todas as geometrias estudadas.

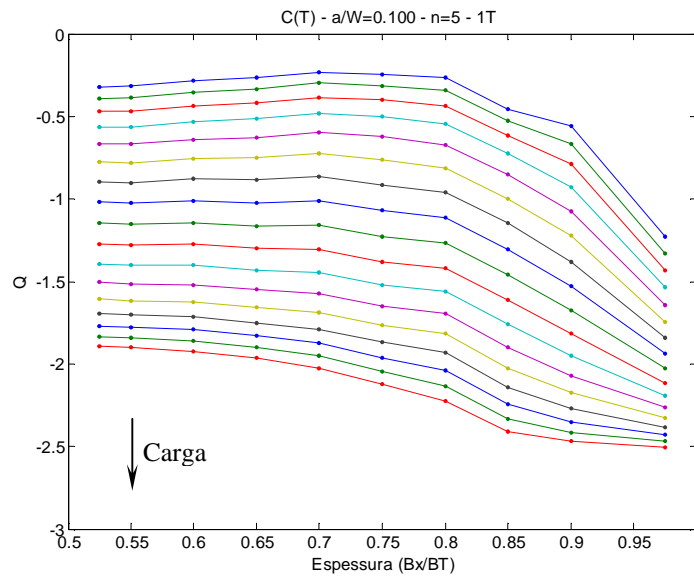


Figura 5.3 – Distribuição de Q ao longo da frente da trinca – C(T), $a/W= 0,1 - n = 5 - 1T$

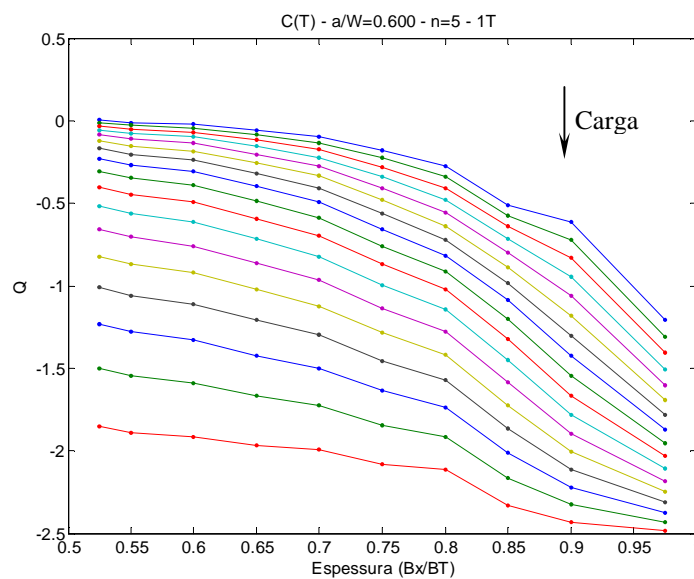


Figura 5.4 – Distribuição de Q ao longo da frente da trinca – C(T), $a/W= 0,6 - n = 5 - 1T$

O parâmetro Q também apresenta um comportamento global análogo ao da integral J . Tal resultado comprova a existência da perda de restrição à plasticidade ao longo da espessura do corpo-de-prova, evidenciando a importância da inclusão desses efeitos em procedimentos de avaliação de integridade estrutural de componentes mecânicos.

5.3 – Trajetórias J - Q

Nas FIG. 5.5 e 5.6 são apresentadas as trajetórias J - Q obtidas para a condição de estado plano de deformação para as geometrias C(T) e SE(B).

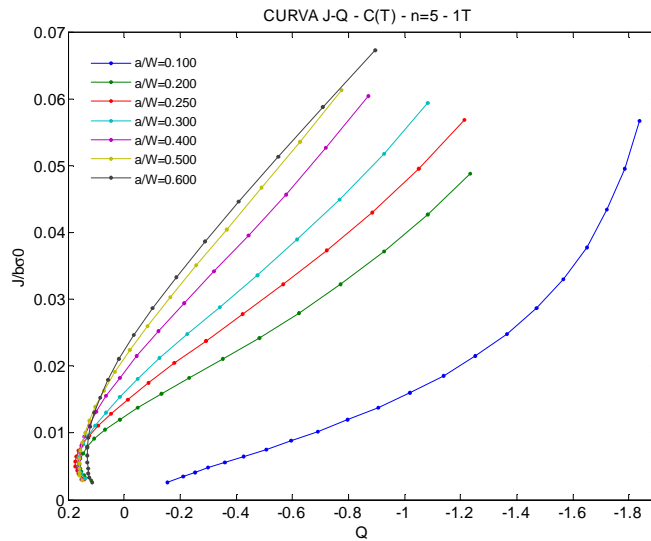


Figura 5.5 – Trajetória J - Q para geometria C(T)

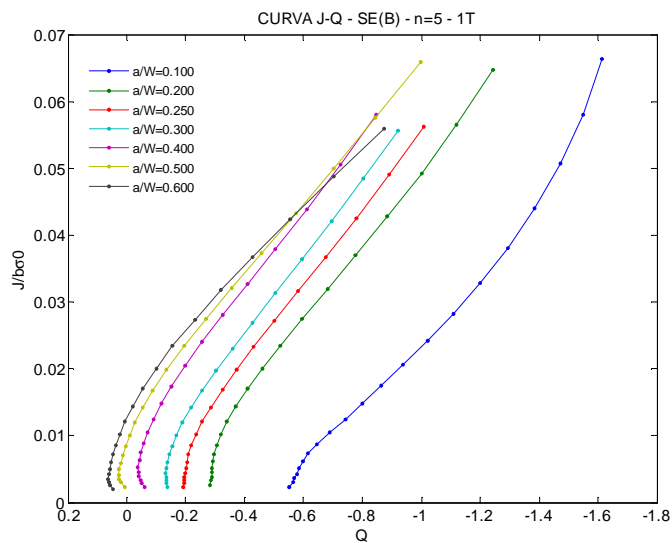


Figura 5.6 – Trajetória J - Q para geometria SE(B)

As trajetórias J - Q apresentadas anteriormente evidenciam a existência dos efeitos da perda de restrição à plasticidade para trincas rasas e profundas. Trincas rasas com relações $a/W = 0,1$ apresentam valores negativos de Q para qualquer nível de carregamento. Conforme definição do parâmetro Q , quanto menor o seu valor, maior é a perda de restrição à plasticidade na ponta da trinca e, conseqüentemente, menor a triaxialidade de tensões. Já para trincas profundas ($a/W = 0,5$), percebe-se que há valores de $Q > 0$ para uma determinada faixa de carregamento, mostrando uma região de alta triaxialidade de tensões.

Apesar da utilidade das trajetórias J - Q para descrição dos efeitos da perda de restrição à plasticidade, essa teoria ainda não inclui a variação dos valores da integral J e do parâmetro Q ao longo da espessura do corpo-de-prova, como mostrado nos resultados FIG. 5.1 e 5.2. A FIG. 5.7 apresenta a variação das trajetórias J - Q com a espessura para um mesmo corpo-de-prova.

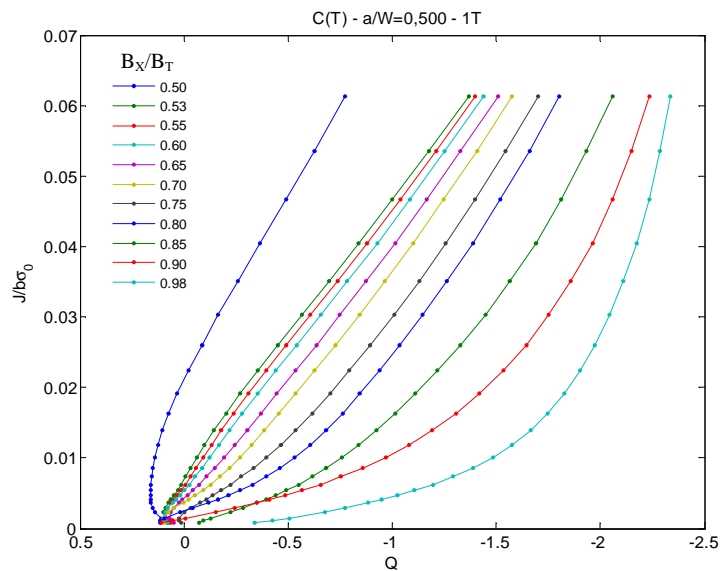


Figura 5.7 – Variação da trajetória J - Q com a espessura – C(T) – $a/W = 0,5 - 1T$

5.4 – Trajetórias J - Q_A

Conforme descrito no item 3.5.4, Rabello (2005) propôs uma metodologia para inclusão dos efeitos da espessura na restrição à plasticidade. Essa metodologia se resume ao cálculo de um novo parâmetro Q_A , que representa um comportamento intermediário entre o

centro e a superfície dos corpos-de-prova. Nas FIG. 5.8 a 5.11 são apresentadas as trajetórias $J-Q_A$ para as geometrias $C(T)$ e $SE(B)$ estudadas. No ANEXO VII e X as demais trajetórias $J-Q_A$ para todas as configurações estudadas são mostradas.

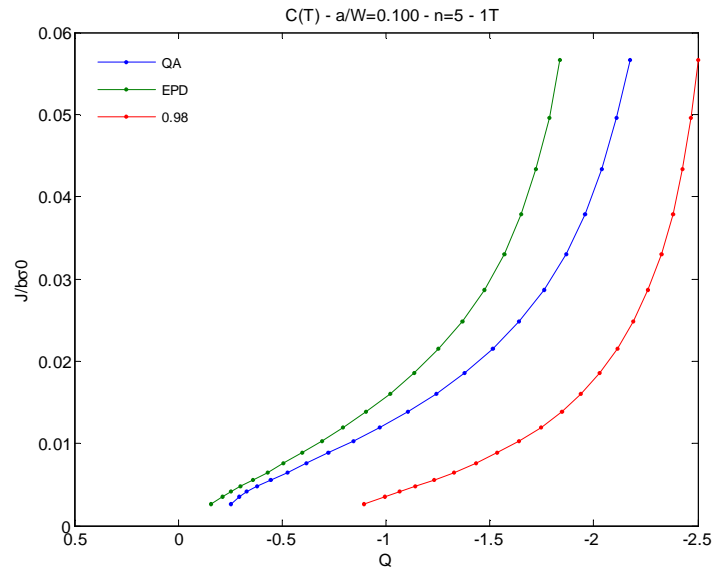


Figura 5.8 – Trajetória $J-Q_A$ com a espessura – $C(T) - a/W = 0,1 - 1T$

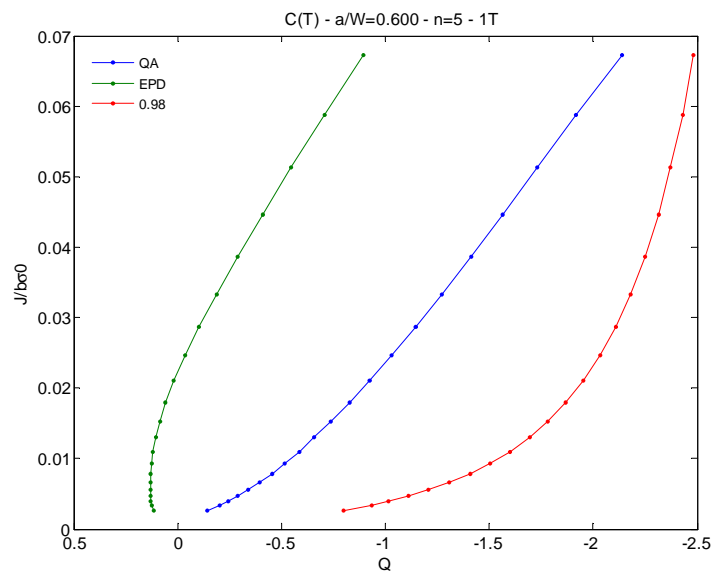


Figura 5.9 – Trajetória $J-Q_A$ com a espessura – $C(T) - a/W = 0,6 - 1T$

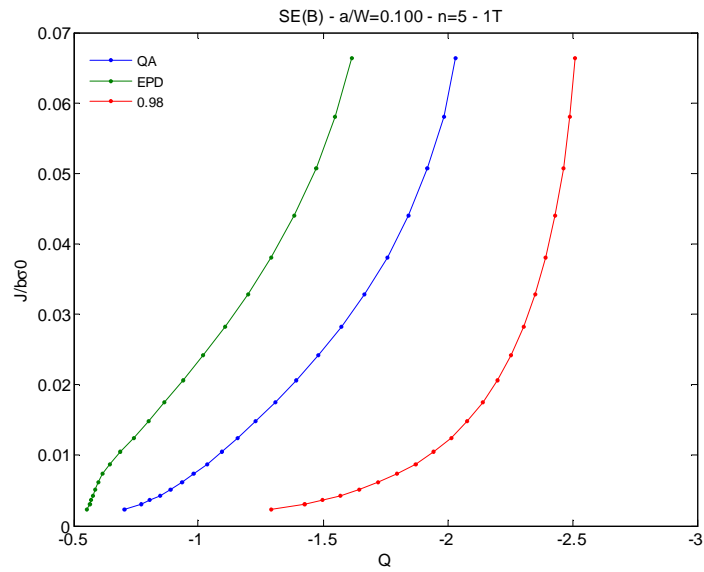


Figura 5.10 – Trajetória $J-Q_A$ com a espessura – SE(B) – $a/W = 0,1 - 1T$

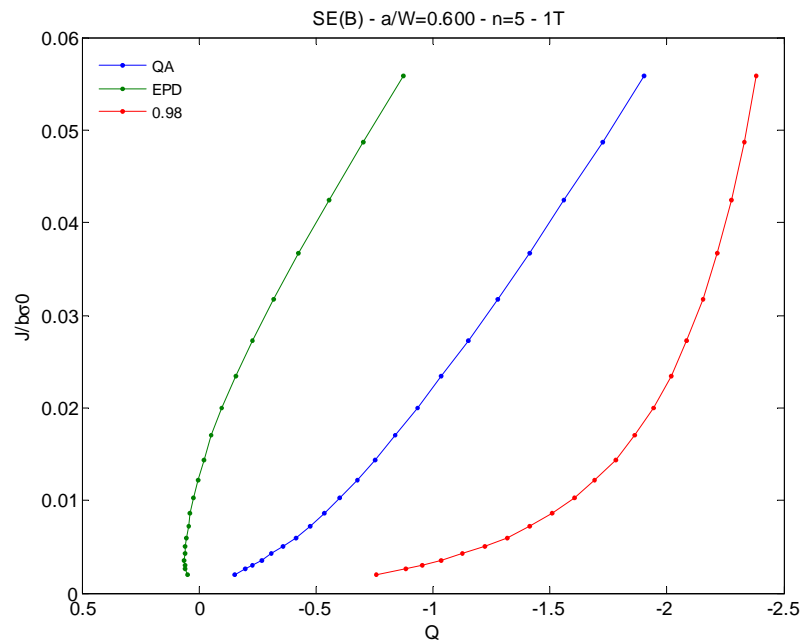


Figura 5.11 – Trajetória $J-Q_A$ com a espessura – SE(B) – $a/W = 0,6 - 1T$

As trajetórias $J-Q_A$ apresentadas representam um comportamento intermediário entre o centro e a superfície dos corpos-de-prova. Dessa forma, essas trajetórias melhor descrevem os efeitos da perda de restrição à plasticidade na ponta da trinca, uma vez que consideram os efeitos da espessura dos corpos-de-prova (*in-plane and out-plane effects*).

Assim, o parâmetro Q_A pode ser utilizado para representar os efeitos globais de perda de restrição à plasticidade incluindo os efeitos da espessura do corpo-de-prova.

5.5 – Método para a Correção da Integral J

Além do parâmetro Q_A , Rabello (2005) propôs um método para correção e intercomparação dos valores da integral J obtidos para diversas geometrias. Baseado nas trajetórias $J-Q_A$, pode-se então corrigir os valores da integral J , levando-se em conta os efeitos da perda de restrição à plasticidade e espessura dos corpo-de-prova. Na FIG. 5.12 apresenta-se o método desenvolvido.

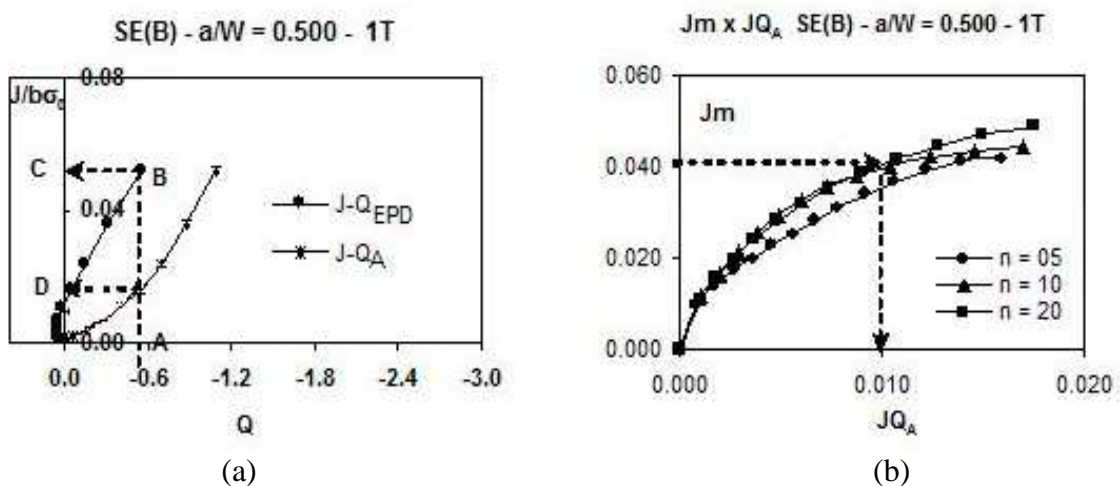


Figura 5.12 – Esquema de correção de J baseado no parâmetro Q_A (Rabello, 2005).

Comparando-se os valores de J para a condição de EPD (ponto C), pode-se encontrar o valor de $J-Q_A$ pertinente (ponto D), que é o novo valor da integral J , corrigido pelos efeitos da perda de restrição à plasticidade e espessura. Repetindo-se o procedimento para diversos valores, pode-se obter uma curva de correção (FIG. 5.12 b).

As FIG. 5.13 e 5.14 apresentam as correções propostas para as geometrias estudadas.

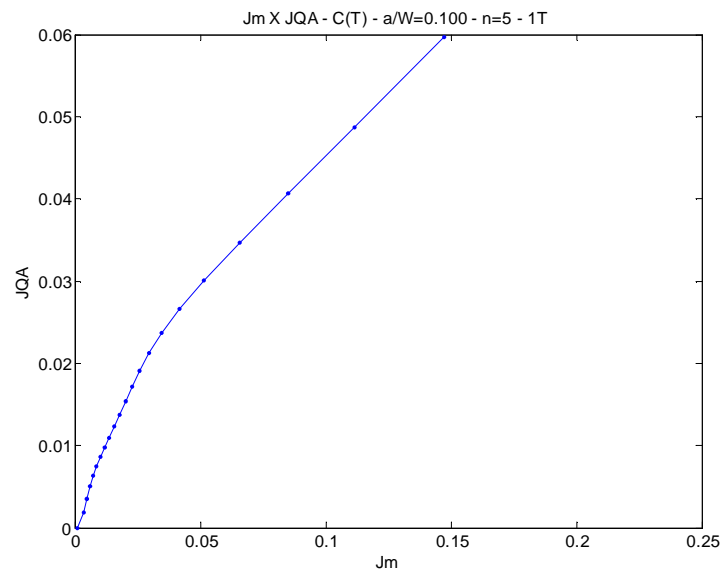


Figura 5.13 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W = 0,1$

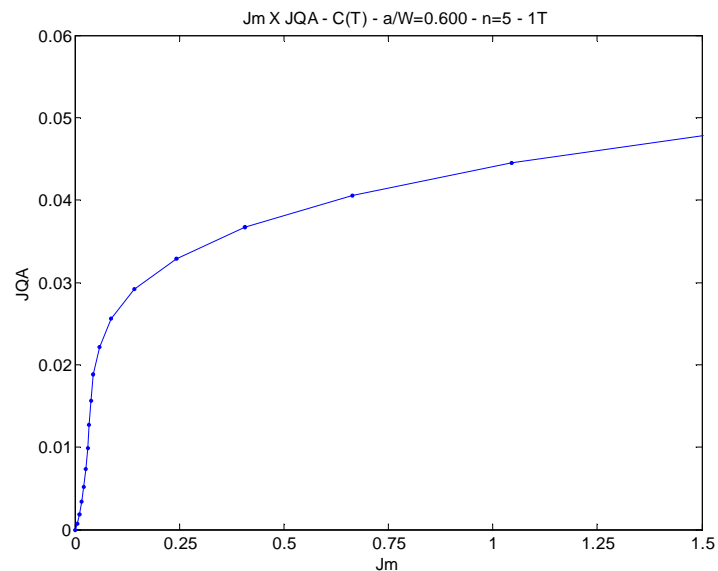


Figura 5.14 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W = 0,6$

Conforme pode ser percebido, existe uma influência dos valores de tenacidade (expressos por J), devido à variação dos valores de J e Q ao longo da espessura dos corpos-de-prova.

Tais curvas de correção poderão ser utilizadas em procedimentos de avaliação de integridade estrutural de componentes mecânicos, de forma a representar melhor a força motriz para propagação de uma trinca no material.

5.6 – Aplicação do Método de Correção da Integral J

5.6.1 – Experimento de Referência

Para se avaliar o impacto da adoção dos resultados e procedimentos desenvolvidos, foram utilizados os dados da dissertação de mestrado “Avaliação Numérica do Comportamento à Fratura de um protótipo de Vaso de Pressão de Reator PWR Submetido a Choque Térmico Pressurizado” apresentado por Heloisa Maria S. Oliveira em 2005.

O transitório de choque térmico pressurizado simulado no referido experimento é um evento controlado, no qual, o vaso de pressão, aquecido a uma temperatura em torno de 300°C (temperatura de operação de um reator nuclear do tipo PWR), com uma pressão interna em torno de 15MPa, é resfriado por um volume de 10m³ de água à temperatura de 8°C.

A seção do vaso foi constituída por um vaso de pressão, com diâmetro externo de 500mm, altura de 1000mm e espessura de parede de 85mm, contido em um recipiente cilíndrico de diâmetro interno de 540mm, chamado de placa defletora.

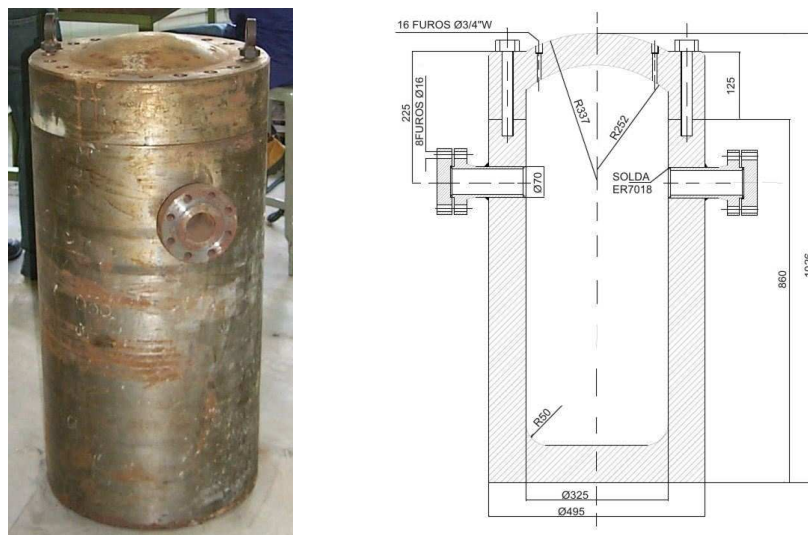


Figura 5.15 – Protótipo do VPR

5.6.2 – Obtenção de Trincas na Parede do Vaso de Pressão

Baseando-se no fato de que um estado triaxial de tensões, altas taxas de carregamento e baixas temperaturas reduzem sensivelmente a tenacidade à fratura de aços ferríticos, foi adotada uma metodologia para a obtenção de trincas

- Usinagem de um entalhe semi-elíptico na região onde se deseja obter a trinca, primeiramente com uma serra circular de espessura 1,6mm, após outra de 0,4mm;
- Após a usinagem do entalhe procede-se à execução de cordões de solda longitudinais na superfície externa da parede do vaso paralelos ao entalhe, e sua finalidade é transformar a carga de impacto originada pela queda de um peso, em esforços de tração que irão causar a abertura do entalhe e, conseqüentemente, o crescimento de trinca;
- Resfriamento da região do entalhe com nitrogênio líquido para temperaturas abaixo da faixa de transição dúctil-frágil;

Utilizando-se a metodologia apresentada, foram feitas cinco trincas longitudinais na parede do modelo de vaso de pressão. Os entalhes nos quais se iniciam as trincas foram usinados a 400mm da borda superior do vaso, espaçados igualmente na direção circunferencial do mesmo. Apresenta-se na FIG. 5.16, a localização das trincas na parede do vaso de pressão, ao longo do costado.

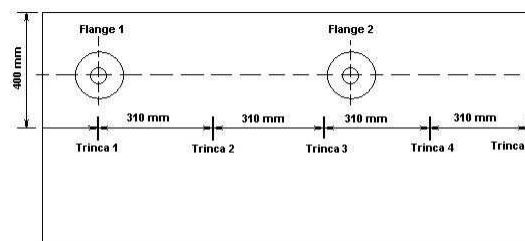


Figura 5.16 – Esquema de localização das trincas no vaso de pressão

Esse experimento de PTS foi idealizado, de uma forma diferente do que acontece em um VPR real, para que o protótipo recebesse o choque termico em sua parede externa, na qual foram usinadas trincas superficiais com formatos de semi-elipses. Outra diferença é que o material não sofreu nenhum tipo de degradação por irradiação.

Conforme mostrado pela FIG. 5.17, durante o evento de PTS, as curvas de K_I medidos a 90° ultrapassam os limites de K_{IC} estabelecidos pelo código ASME. Tal comportamento implica no crescimento de uma trinca na região central da parede do vaso.

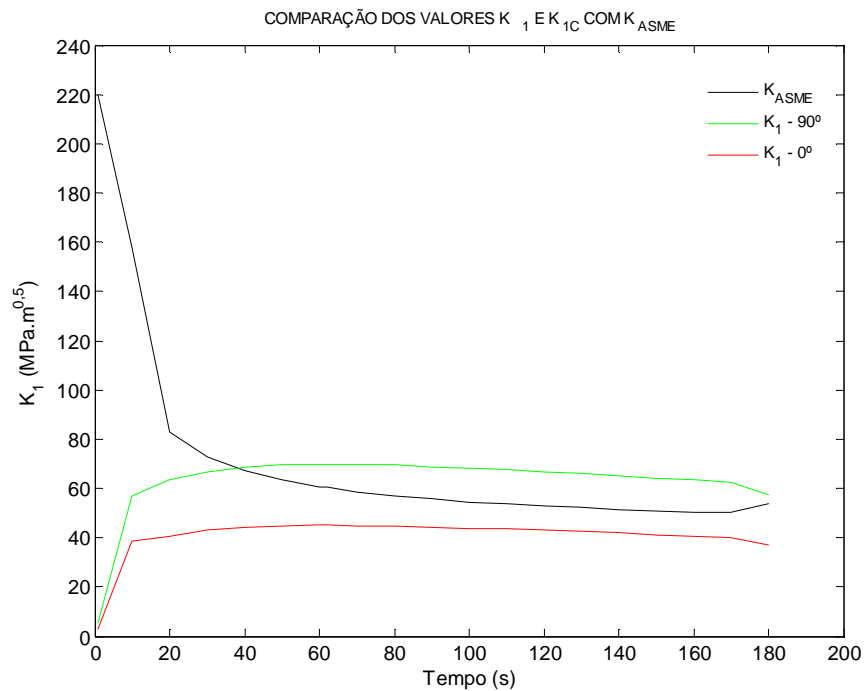


Figura 5.17 – Simulação de PTS K_I versus K_{IC} (OLIVEIRA, 2005)

Apesar dos valores de K_I serem superiores ao K_{IC} do material, análises metalográficas da trinca não revelaram indícios de crescimento de trinca na região central (90°), contradizendo às expectativas da simulação.

Como pode ser visto, existe uma variação nos valores de K_I medidos a 0° e 90° da trinca semi-elíptica. Essa variação é semelhante à observada nos resultados apresentados nas FIG. 5.1 e 5.2. Assim, desenvolvendo o mesmo raciocínio, pode-se chegar a uma correção dos valores de K_I .

Na TAB. 5.1 e FIG.5.18 são apresentados os resultados das correções propostas para os dados originais da simulação do PTS.

Tabela 5.1 – Correção dos dados de PTS

Tempo (s)	Dados Originais			Dados corrigidos	
	K_{ASME}	$K_I = 90^\circ$	$K_I = 0^\circ$	$K_I = 90^\circ$	$K_I = 0^\circ$
1	220,00	5,13	3,00	2,58	1,51
10	158,00	57,09	38,52	29,51	19,77
20	82,82	63,54	40,85	33,26	20,98
30	72,87	66,77	42,92	35,39	22,06
40	67,21	68,64	44,13	36,74	22,69
50	63,45	69,61	44,76	37,48	23,02
60	60,47	69,94	44,97	37,74	23,13
62	60,28	69,94	44,98	37,74	23,13
70	58,68	69,84	44,92	37,66	23,10
80	57,05	69,47	44,68	37,37	22,98
90	55,72	68,93	44,33	36,96	22,80
100	54,61	68,27	43,91	36,47	22,58
110	53,66	67,54	43,44	35,94	22,33
120	52,85	66,76	42,94	35,39	22,07
130	52,14	65,95	42,42	34,83	21,80
140	51,51	65,12	41,88	34,28	21,52
150	50,95	64,26	41,34	33,72	21,24
160	50,46	63,40	40,78	33,17	20,95
170	50,08	62,44	40,15	32,58	20,62
180	54,01	57,48	36,88	29,72	18,91

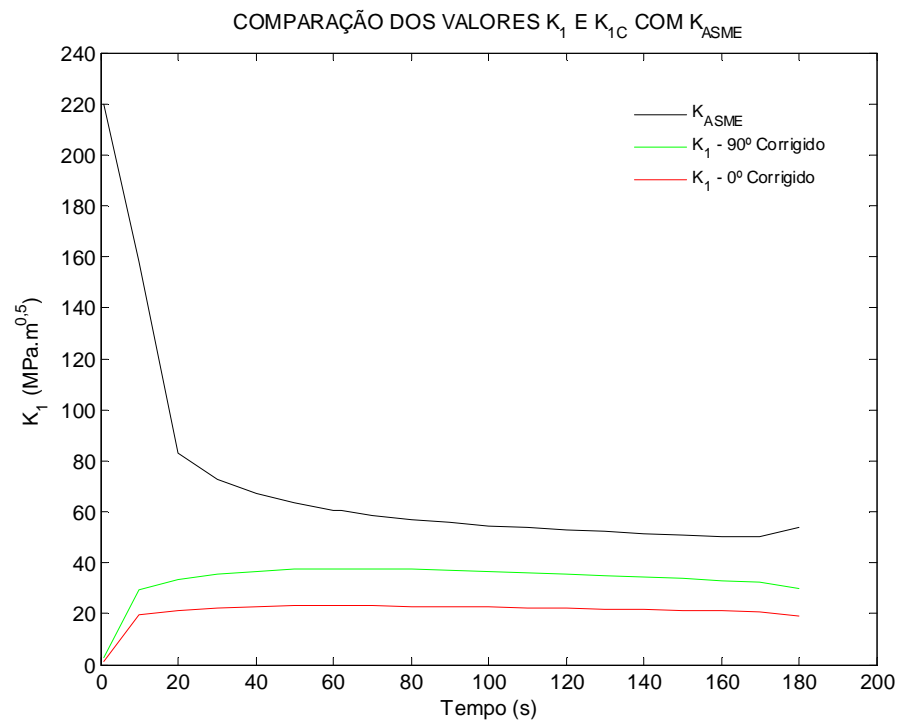


Figura 5.18 – Simulação PTS corrigido

Os resultados apresentados pela correção são mais condizentes com os resultados das análises metalográficas conforme FIG. 5.19, pois não há um avanço da curva de K_I sobre K_{IC} . Dessa forma, a correção dos efeitos da perda de restrição à plasticidade mostrou-se menos conservadora em comparação à metodologia do código ASME, onde este poderia sugerir uma troca antecipada de um componente mecânico, gerando um custo indevido e um comprometimento de toda uma central nuclear. Portanto é fundamental o uso cada vez maior de métodos numéricos modernos para avaliar de forma precisa a integridade estrutural de equipamentos.



Figura 5.19 – Ensaio metalográfico

6 – CONCLUSÕES

Neste trabalho foram realizadas extensivas análises numéricas para o estudo dos efeitos da perda de restrição à plasticidade em corpos-de-prova utilizados pela mecânica da fratura.

Dos resultados obtidos pode-se concluir que:

- a) mesmo para corpos-de-prova contendo trincas passantes e de frente reta, existe uma variação dos valores da integral J com a espessura;
- b) corpos-de-prova de um mesmo material contendo trincas rasas e profundas também apresentam variações dos valores da integral J ;
- c) existe influência da perda de restrição à plasticidade sobre os campos de tensões à frente das trincas estudadas, associada a uma mudança do estado de tensões da superfície para o centro de corpos-de-prova;
- d) a inclusão de um novo parâmetro (Q) torna-se necessária para explicar as variações dos campos de tensões à frente de trincas em corpos-de-prova da mecânica da fratura;
- e) o parâmetro Q dado pela teoria $J-Q$ não é suficiente para incluir os efeitos da espessura dos corpos-de-prova sobre a perda de restrição à plasticidade, sendo portanto necessária a adoção de uma nova metodologia para tal fim, como por exemplo a teoria $J-Q_A$;
- f) as trajetórias $J-Q_A$ obtidas e a aplicação do procedimento de correção da integral J foram satisfatórios na explicação dos eventos ocorridos na simulação de um PTS.

Por fim, considera-se que o uso de um parâmetro mais robusto, que inclui os efeitos da espessura sobre os efeitos da perda de restrição à plasticidade, pode ser útil na formulação de teorias mais realistas (menos conservadoras) para o estudo do comportamento à fratura dos materiais utilizados em componentes mecânicos de centrais nucleares.

7 – ANEXOS

Anexo I: Valores da Integral J para Corpos-de-prova C(T)

Tabela 7.1 – Valores da integral J para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,1$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J
0,0056	47,43	45,80	46,30	45,98	46,73	46,44	47,41	46,59	46,96	43,20	26,78
0,0065	55,25	53,50	54,10	53,74	54,67	54,35	55,55	54,54	55,05	50,41	30,96
0,0076	64,37	62,56	63,27	62,86	64,00	63,65	65,12	63,87	64,58	58,85	35,82
0,0088	74,96	73,18	74,00	73,55	74,91	74,54	76,32	74,79	75,74	68,67	41,45
0,0103	87,24	85,60	86,53	86,05	87,66	87,26	89,39	87,52	88,78	80,06	47,94
0,0119	101,40	100,10	101,10	100,60	102,50	102,10	104,60	102,30	104,00	93,22	55,42
0,0138	117,70	116,90	118,00	117,50	119,70	119,20	122,20	119,50	121,60	108,40	64,00
0,0161	136,50	136,50	137,70	137,20	139,60	139,20	142,60	139,30	142,00	125,80	73,83
0,0186	158,20	159,10	160,50	160,00	162,70	162,30	166,30	162,30	165,60	145,80	85,08
0,0215	182,90	185,40	186,70	186,40	189,30	189,00	193,50	188,70	192,90	168,70	97,90
0,0248	211,20	215,60	217,00	216,70	220,00	219,70	224,80	219,10	224,20	194,80	112,50
0,0286	243,40	250,40	251,70	251,70	255,10	255,00	260,70	253,90	260,00	224,40	129,00
0,0329	280,10	290,30	291,40	291,70	295,30	295,40	301,60	293,70	301,00	257,90	147,70
0,0378	321,60	335,90	336,80	337,50	341,20	341,60	348,30	339,10	347,70	295,90	168,80
0,0433	368,60	387,90	388,40	389,60	393,40	394,20	401,50	390,80	400,90	338,60	192,50
0,0496	421,70	447,10	447,10	449,00	452,70	454,00	461,70	449,40	461,10	386,70	219,20
0,0566	481,50	514,20	513,70	516,30	519,90	521,80	529,90	515,80	529,30	440,60	249,10

Tabela 7.2 – Valores da integral J para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,2$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J
0,0047	40,35	42,33	42,73	42,33	42,74	42,02	42,08	40,19	38,88	34,04	18,80
0,0054	45,81	48,38	48,84	48,37	48,81	47,93	47,94	45,68	44,11	38,42	20,93
0,0061	52,10	55,42	55,93	55,38	55,84	54,78	54,72	52,01	50,16	43,45	23,34
0,0070	59,39	63,69	64,24	63,61	64,07	62,80	62,64	59,41	57,22	49,29	26,09
0,0080	67,83	73,37	73,96	73,22	73,68	72,14	71,86	68,01	65,44	56,05	29,23
0,0091	77,55	84,64	85,27	84,41	84,83	83,00	82,56	77,98	74,96	63,85	32,80
0,0104	88,78	97,83	98,48	97,49	97,85	95,66	95,01	89,58	86,03	72,85	36,88
0,0120	101,80	113,30	114,00	112,80	113,10	110,50	109,60	103,10	98,96	83,30	41,55
0,0138	117,00	131,50	132,20	130,90	131,00	127,90	126,70	119,00	114,10	95,43	46,91
0,0158	134,60	153,00	153,60	152,10	152,00	148,40	146,70	137,60	131,80	109,50	53,07
0,0182	155,00	178,10	178,70	177,00	176,70	172,40	170,20	159,30	152,50	125,90	60,12
0,0210	178,70	207,70	208,10	206,30	205,60	200,60	197,60	184,70	176,70	144,80	68,21
0,0242	206,20	242,30	242,50	240,60	239,40	233,60	229,70	214,50	204,90	166,70	77,47
0,0280	237,90	282,70	282,60	280,60	278,80	272,10	267,10	249,00	237,70	192,00	88,04
0,0322	274,20	329,40	329,00	326,90	324,30	316,50	310,20	288,90	275,50	221,00	100,00
0,0371	315,50	383,10	382,10	380,00	376,40	367,60	359,50	334,70	318,80	253,90	113,50
0,0426	362,30	444,30	442,70	440,60	435,80	425,80	415,70	386,80	368,00	291,10	128,70
0,0488	414,90	513,90	511,50	509,50	503,20	492,00	479,40	446,00	423,90	333,10	145,70
0,0557	474,00	592,60	589,30	587,50	579,30	567,00	551,30	512,90	486,90	380,30	164,50

Tabela 7.3 – Valores da integral J para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,25$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J
0,0050	42,65	47,25	47,71	47,12	47,43	46,33	46,05	43,55	41,65	36,04	19,54
0,0057	48,35	53,99	54,49	53,81	54,10	52,78	52,37	49,38	47,14	40,57	21,72
0,0065	54,94	61,86	62,40	61,61	61,86	60,27	59,69	56,15	53,49	45,79	24,18
0,0074	62,58	71,11	71,68	70,75	70,94	69,03	68,24	64,03	60,89	51,85	26,99
0,0084	71,58	82,13	82,73	81,63	81,73	79,44	78,38	73,37	69,66	58,97	30,25
0,0097	82,24	95,34	95,95	94,67	94,63	91,88	90,48	84,49	80,09	67,40	34,06
0,0112	94,88	111,20	111,80	110,30	110,10	106,80	104,90	97,78	92,54	77,38	38,50
0,0129	109,90	130,30	130,90	129,10	128,70	124,70	122,30	113,70	107,40	89,21	43,71
0,0150	127,70	153,20	153,80	151,80	151,00	146,20	143,10	132,70	125,30	103,30	49,81
0,0175	148,90	180,80	181,30	179,00	177,80	172,10	168,10	155,60	146,60	120,00	56,95
0,0204	173,80	213,70	214,00	211,40	209,60	202,80	197,80	182,70	171,90	139,60	65,26
0,0238	202,60	252,20	252,30	249,40	246,80	238,80	232,40	214,40	201,40	162,40	74,81
0,0277	235,80	297,00	296,70	293,50	290,00	280,70	272,60	251,10	235,70	188,60	85,69
0,0322	273,70	348,60	348,00	344,40	339,90	329,00	318,90	293,50	275,10	218,60	98,02
0,0373	316,80	408,10	406,80	403,00	397,00	384,50	372,00	342,10	320,20	252,80	111,90
0,0430	365,60	476,10	474,10	470,10	462,40	448,10	432,60	397,70	371,80	291,70	127,60
0,0495	420,80	553,80	550,80	546,70	536,80	520,70	501,60	461,10	430,50	335,70	145,20
0,0568	482,80	642,10	637,90	633,70	621,40	603,10	579,80	533,10	497,00	385,30	164,90

Tabela 7.4 – Valores da integral J para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,3$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J
0,0049	42,08	48,30	48,75	48,05	48,23	46,89	46,39	43,59	41,47	35,69	19,36
0,0056	47,55	55,08	55,57	54,73	54,86	53,24	52,54	49,22	46,71	39,97	21,44
0,0063	53,92	63,08	63,61	62,61	62,64	60,67	59,74	55,78	52,82	44,95	23,83
0,0072	61,44	72,63	73,19	71,99	71,90	69,51	68,28	63,56	60,06	50,82	26,59
0,0083	70,48	84,24	84,83	83,39	83,13	80,23	78,62	72,97	68,81	57,86	29,87
0,0096	81,51	98,56	99,16	97,44	96,96	93,42	91,34	84,51	79,54	66,45	33,81
0,0112	94,94	116,20	116,80	114,70	114,00	109,70	107,00	98,69	92,71	76,90	38,54
0,0131	111,30	137,80	138,40	136,00	134,80	129,60	126,10	116,10	108,80	89,60	44,20
0,0154	130,70	163,90	164,40	161,50	159,90	153,60	149,20	136,90	128,20	104,70	50,88
0,0181	153,50	194,80	195,20	191,90	189,60	182,00	176,40	161,60	151,10	122,50	58,63
0,0212	180,00	231,00	231,30	227,40	224,40	215,30	208,30	190,50	177,90	143,10	67,53
0,0248	210,50	273,20	273,20	268,80	264,80	254,10	245,30	224,00	208,90	166,90	77,69
0,0289	245,40	322,00	321,60	316,70	311,40	298,90	288,00	262,70	244,70	194,20	89,22
0,0335	285,30	378,40	377,40	372,00	365,20	350,60	337,20	307,20	285,90	225,30	102,30
0,0389	330,70	443,20	441,50	435,50	426,90	410,10	393,60	358,40	333,20	260,90	117,00
0,0449	382,00	517,40	514,80	508,30	497,40	478,10	458,00	416,90	387,10	301,20	133,60
0,0517	439,90	602,00	598,30	591,30	577,70	555,70	531,20	483,60	448,40	346,90	152,30
0,0594	505,00	698,20	693,20	685,60	668,80	643,90	614,30	559,30	517,90	398,50	173,10

Tabela 7.5 – Valores da integral J para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,4$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J
0,0047	39,85	45,60	45,97	45,28	45,32	43,98	43,34	40,62	38,49	33,04	17,86
0,0053	45,00	52,31	52,71	51,84	51,77	50,07	49,18	45,86	43,31	36,92	19,76
0,0060	51,27	60,58	61,01	59,91	59,69	57,53	56,29	52,23	49,15	41,58	22,04
0,0069	59,02	70,86	71,32	69,93	69,50	66,75	65,09	60,08	56,36	47,31	24,80
0,0081	68,71	83,67	84,15	82,42	81,72	78,27	76,08	69,89	65,38	54,43	28,19
0,0095	80,61	99,38	99,90	97,74	96,72	92,40	89,57	81,94	76,48	63,15	32,31
0,0112	94,93	118,30	118,90	116,20	114,80	109,40	105,80	96,42	89,85	73,57	37,18
0,0132	112,00	141,00	141,50	138,30	136,40	129,80	125,20	113,70	105,80	85,94	42,91
0,0155	132,10	167,80	168,30	164,40	161,80	153,80	148,10	134,10	124,70	100,40	49,57
0,0183	155,60	199,20	199,60	195,00	191,60	181,90	174,80	157,90	146,70	117,30	57,21
0,0215	182,80	235,70	235,90	230,60	226,20	214,60	205,90	185,50	172,30	136,70	65,93
0,0252	214,10	277,90	277,90	271,70	266,10	252,30	241,60	217,40	201,80	158,90	75,80
0,0294	249,80	326,40	326,00	318,90	311,90	295,70	282,70	253,90	235,70	184,20	86,92
0,0341	290,40	381,90	381,00	372,90	364,20	345,40	329,60	295,70	274,40	213,00	99,41
0,0396	336,60	445,20	443,70	434,60	423,80	402,00	383,00	343,30	318,50	245,50	113,40
0,0457	388,70	517,20	514,90	504,80	491,40	466,50	443,60	397,50	368,60	282,20	129,00
0,0526	447,50	598,90	595,50	584,40	568,10	539,50	512,20	458,80	425,30	323,50	146,40
0,0604	513,60	691,30	686,60	674,40	654,60	622,20	589,50	528,10	489,20	369,80	165,80

Tabela 7.6 – Valores da integral J para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,5$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J
0,0047	39,61	45,47	45,86	45,18	45,26	43,96	43,40	40,71	38,60	33,05	17,68
0,0054	45,68	53,46	53,89	53,01	52,99	51,27	50,42	47,01	44,38	37,64	19,92
0,0063	53,18	63,39	63,87	62,74	62,57	60,34	59,11	54,79	51,51	43,28	22,63
0,0073	62,25	75,52	76,05	74,60	74,23	71,34	69,63	64,18	60,11	50,02	25,87
0,0086	73,08	90,14	90,72	88,88	88,23	84,52	82,21	75,36	70,35	57,99	29,67
0,0101	85,90	107,60	108,20	105,90	104,90	100,20	97,09	88,56	82,45	67,35	34,12
0,0119	101,00	128,20	128,80	125,90	124,40	118,60	114,60	104,00	96,63	78,24	39,27
0,0139	118,50	152,30	153,00	149,40	147,40	140,00	135,00	122,00	113,20	90,84	45,21
0,0163	139,00	180,50	181,10	176,80	174,00	165,00	158,60	142,90	132,30	105,40	52,02
0,0191	162,60	213,20	213,80	208,60	204,90	194,00	186,10	167,00	154,60	122,10	59,82
0,0223	190,00	251,10	251,50	245,40	240,60	227,50	217,70	194,90	180,20	141,30	68,70
0,0260	221,40	294,70	294,90	287,70	281,70	266,00	254,00	226,90	209,80	163,30	78,76
0,0303	257,30	344,70	344,60	336,30	328,60	310,20	295,60	263,50	243,60	188,30	90,10
0,0351	298,10	401,70	401,20	391,60	382,10	360,50	343,00	305,20	282,10	216,50	102,80
0,0405	344,40	466,50	465,50	454,60	442,80	417,80	396,70	352,60	325,80	248,50	117,00
0,0466	396,60	540,00	538,20	525,90	511,60	482,70	457,60	406,30	375,40	284,50	132,80
0,0536	455,40	623,10	620,30	606,60	589,20	556,00	526,20	467,00	431,40	324,90	150,40
0,0613	521,30	716,70	712,80	697,50	676,50	638,70	603,50	535,40	494,50	370,20	169,80

Tabela 7.7 – Valores da integral J para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,6$

P $(J_m/b\sigma_0)$	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J
0,0047	39,80	45,66	46,05	45,42	45,58	44,40	44,03	41,51	39,64	33,97	18,20
0,0055	47,12	55,14	55,60	54,77	54,88	53,30	52,68	49,37	46,93	39,76	21,01
0,0066	55,93	66,76	67,30	66,22	66,23	64,13	63,17	58,84	55,68	46,67	24,35
0,0078	66,45	80,82	81,43	80,04	79,91	77,13	75,73	70,13	66,12	54,83	28,29
0,0093	78,89	97,63	98,33	96,55	96,21	92,61	90,63	83,48	78,45	64,39	32,90
0,0110	93,47	117,60	118,30	116,10	115,50	110,90	108,20	99,15	92,91	75,53	38,24
0,0130	110,50	141,10	141,90	139,10	138,20	132,30	128,70	117,40	109,80	88,44	44,41
0,0153	130,30	168,70	169,60	166,20	164,70	157,40	152,70	138,70	129,40	103,40	51,51
0,0180	153,10	201,10	202,00	197,80	195,60	186,60	180,60	163,40	152,20	120,60	59,65
0,0211	179,50	238,70	239,70	234,50	231,60	220,50	212,80	191,90	178,60	140,30	68,94
0,0247	209,70	282,40	283,30	277,10	273,10	259,60	249,90	224,70	208,90	162,90	79,51
0,0287	244,30	332,90	333,60	326,30	320,90	304,70	292,60	262,40	243,70	188,70	91,49
0,0333	283,60	391,00	391,50	382,90	375,90	356,50	341,60	305,60	283,70	218,10	105,00
0,0386	328,30	457,70	457,80	447,80	438,80	415,80	397,60	355,00	329,30	251,50	120,20
0,0445	378,80	534,00	533,50	521,90	510,50	483,50	461,30	411,20	381,20	289,40	137,30
0,0512	435,70	620,90	619,80	606,40	592,20	560,50	533,80	475,20	440,20	332,10	156,40
0,0588	499,70	719,70	717,80	702,50	684,90	648,10	615,90	547,70	507,10	380,40	177,80
0,0672	571,40	831,90	828,80	811,50	789,90	747,40	708,80	629,90	582,80	434,70	201,50

Anexo II: Valores do Parâmetro Q para Corpos-de-prova C(T)

Tabela 7.8 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,1$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0056	-0,36	-0,32	-0,32	-0,29	-0,26	-0,23	-0,25	-0,27	-0,45	-0,56	-1,23
0,0065	-0,43	-0,39	-0,39	-0,36	-0,33	-0,30	-0,31	-0,34	-0,53	-0,67	-1,33
0,0076	-0,51	-0,47	-0,47	-0,44	-0,42	-0,38	-0,40	-0,44	-0,62	-0,79	-1,43
0,0088	-0,59	-0,56	-0,57	-0,53	-0,52	-0,48	-0,50	-0,55	-0,73	-0,93	-1,54
0,0103	-0,69	-0,67	-0,67	-0,64	-0,63	-0,60	-0,63	-0,67	-0,86	-1,07	-1,64
0,0119	-0,80	-0,78	-0,78	-0,76	-0,75	-0,73	-0,76	-0,81	-1,00	-1,23	-1,74
0,0138	-0,91	-0,90	-0,90	-0,88	-0,88	-0,86	-0,91	-0,96	-1,15	-1,38	-1,84
0,0161	-1,02	-1,02	-1,03	-1,01	-1,02	-1,01	-1,07	-1,11	-1,30	-1,53	-1,94
0,0186	-1,14	-1,15	-1,15	-1,14	-1,16	-1,16	-1,23	-1,27	-1,46	-1,68	-2,03
0,0215	-1,25	-1,27	-1,28	-1,28	-1,30	-1,31	-1,38	-1,42	-1,61	-1,82	-2,11
0,0248	-1,37	-1,39	-1,40	-1,40	-1,43	-1,45	-1,52	-1,56	-1,76	-1,95	-2,19
0,0286	-1,47	-1,51	-1,51	-1,52	-1,55	-1,58	-1,65	-1,70	-1,90	-2,07	-2,26
0,0329	-1,57	-1,61	-1,62	-1,63	-1,66	-1,69	-1,77	-1,82	-2,02	-2,18	-2,33
0,0378	-1,65	-1,70	-1,70	-1,72	-1,75	-1,79	-1,87	-1,93	-2,14	-2,27	-2,38
0,0433	-1,72	-1,77	-1,78	-1,79	-1,83	-1,87	-1,96	-2,04	-2,24	-2,35	-2,43
0,0496	-1,78	-1,83	-1,84	-1,86	-1,90	-1,95	-2,04	-2,13	-2,33	-2,42	-2,47
0,0566	-1,84	-1,89	-1,90	-1,93	-1,97	-2,02	-2,12	-2,22	-2,41	-2,47	-2,50

Tabela 7.9 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,2$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0047	0,16	0,12	0,10	0,10	0,07	0,04	-0,03	-0,08	-0,29	-0,33	-0,87
0,0054	0,16	0,11	0,10	0,09	0,06	0,03	-0,04	-0,11	-0,31	-0,38	-0,93
0,0061	0,15	0,10	0,08	0,08	0,04	0,01	-0,06	-0,14	-0,34	-0,44	-0,99
0,0070	0,15	0,08	0,06	0,05	0,02	-0,02	-0,10	-0,19	-0,38	-0,52	-1,05
0,0080	0,13	0,05	0,03	0,02	-0,02	-0,06	-0,14	-0,24	-0,44	-0,61	-1,13
0,0091	0,10	0,01	-0,01	-0,02	-0,07	-0,12	-0,21	-0,32	-0,52	-0,72	-1,22
0,0104	0,07	-0,05	-0,07	-0,08	-0,13	-0,19	-0,29	-0,40	-0,62	-0,84	-1,31
0,0120	0,02	-0,12	-0,14	-0,16	-0,22	-0,27	-0,38	-0,50	-0,74	-0,97	-1,41
0,0138	-0,05	-0,21	-0,23	-0,26	-0,32	-0,38	-0,50	-0,62	-0,87	-1,12	-1,51
0,0158	-0,13	-0,32	-0,34	-0,37	-0,44	-0,50	-0,63	-0,76	-1,02	-1,26	-1,62
0,0182	-0,23	-0,45	-0,48	-0,50	-0,57	-0,64	-0,78	-0,90	-1,17	-1,41	-1,73
0,0210	-0,35	-0,60	-0,62	-0,66	-0,73	-0,80	-0,94	-1,06	-1,33	-1,56	-1,83
0,0242	-0,48	-0,76	-0,78	-0,82	-0,89	-0,96	-1,10	-1,22	-1,49	-1,71	-1,94
0,0280	-0,63	-0,93	-0,95	-0,99	-1,05	-1,13	-1,26	-1,38	-1,64	-1,85	-2,04
0,0322	-0,77	-1,10	-1,12	-1,16	-1,22	-1,30	-1,43	-1,54	-1,80	-1,99	-2,14
0,0371	-0,93	-1,27	-1,28	-1,32	-1,39	-1,46	-1,58	-1,70	-1,94	-2,12	-2,23
0,0426	-1,08	-1,43	-1,45	-1,49	-1,55	-1,62	-1,74	-1,85	-2,08	-2,24	-2,32
0,0488	-1,24	-1,59	-1,61	-1,65	-1,70	-1,77	-1,88	-1,99	-2,21	-2,35	-2,41

Tabela 7.10 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,25$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0050	0,17	0,09	0,07	0,06	0,02	-0,01	-0,08	-0,15	-0,35	-0,40	-0,91
0,0057	0,17	0,08	0,06	0,05	0,01	-0,03	-0,10	-0,18	-0,37	-0,45	-0,97
0,0065	0,17	0,06	0,04	0,03	-0,01	-0,05	-0,13	-0,22	-0,41	-0,51	-1,03
0,0074	0,16	0,04	0,02	0,01	-0,04	-0,09	-0,17	-0,26	-0,45	-0,59	-1,09
0,0084	0,15	0,01	-0,01	-0,03	-0,08	-0,13	-0,22	-0,32	-0,52	-0,68	-1,17
0,0097	0,12	-0,03	-0,05	-0,07	-0,13	-0,18	-0,28	-0,39	-0,60	-0,79	-1,26
0,0112	0,09	-0,09	-0,11	-0,13	-0,19	-0,25	-0,36	-0,48	-0,69	-0,91	-1,36
0,0129	0,05	-0,16	-0,18	-0,21	-0,27	-0,34	-0,46	-0,58	-0,81	-1,05	-1,46
0,0150	-0,01	-0,25	-0,27	-0,30	-0,37	-0,44	-0,57	-0,70	-0,94	-1,19	-1,56
0,0175	-0,09	-0,36	-0,39	-0,42	-0,49	-0,57	-0,71	-0,83	-1,09	-1,35	-1,67
0,0204	-0,18	-0,49	-0,52	-0,56	-0,63	-0,71	-0,86	-0,98	-1,24	-1,50	-1,78
0,0238	-0,29	-0,64	-0,67	-0,71	-0,79	-0,87	-1,02	-1,14	-1,40	-1,65	-1,88
0,0277	-0,42	-0,81	-0,84	-0,88	-0,96	-1,04	-1,18	-1,31	-1,57	-1,80	-1,98
0,0322	-0,57	-0,98	-1,01	-1,06	-1,14	-1,22	-1,35	-1,47	-1,72	-1,94	-2,08
0,0373	-0,72	-1,17	-1,19	-1,24	-1,31	-1,39	-1,52	-1,64	-1,88	-2,07	-2,18
0,0430	-0,89	-1,34	-1,37	-1,41	-1,48	-1,56	-1,68	-1,79	-2,03	-2,20	-2,27
0,0495	-1,05	-1,52	-1,54	-1,58	-1,65	-1,73	-1,84	-1,94	-2,16	-2,31	-2,36

Tabela 7.11 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,3$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0049	0,16	0,05	0,03	0,02	-0,02	-0,06	-0,14	-0,20	-0,40	-0,44	-0,95
0,0056	0,16	0,04	0,02	0,00	-0,04	-0,08	-0,16	-0,23	-0,43	-0,49	-1,00
0,0063	0,16	0,02	0,00	-0,01	-0,06	-0,11	-0,19	-0,27	-0,46	-0,55	-1,06
0,0072	0,16	0,00	-0,02	-0,04	-0,09	-0,14	-0,22	-0,32	-0,50	-0,62	-1,12
0,0083	0,15	-0,02	-0,05	-0,07	-0,12	-0,18	-0,27	-0,37	-0,56	-0,71	-1,20
0,0096	0,13	-0,06	-0,09	-0,11	-0,17	-0,22	-0,32	-0,44	-0,63	-0,81	-1,28
0,0112	0,10	-0,11	-0,14	-0,17	-0,23	-0,29	-0,40	-0,52	-0,72	-0,93	-1,38
0,0131	0,07	-0,17	-0,20	-0,23	-0,30	-0,37	-0,49	-0,61	-0,83	-1,07	-1,48
0,0154	0,02	-0,26	-0,29	-0,32	-0,39	-0,46	-0,60	-0,72	-0,95	-1,21	-1,59
0,0181	-0,05	-0,36	-0,39	-0,43	-0,50	-0,58	-0,72	-0,84	-1,09	-1,36	-1,69
0,0212	-0,13	-0,48	-0,51	-0,55	-0,63	-0,71	-0,85	-0,98	-1,24	-1,50	-1,80
0,0248	-0,23	-0,61	-0,65	-0,69	-0,77	-0,86	-1,00	-1,13	-1,39	-1,65	-1,90
0,0289	-0,34	-0,77	-0,80	-0,85	-0,93	-1,01	-1,16	-1,28	-1,55	-1,79	-1,99
0,0335	-0,48	-0,94	-0,97	-1,02	-1,10	-1,18	-1,32	-1,44	-1,70	-1,92	-2,08
0,0389	-0,62	-1,11	-1,14	-1,19	-1,26	-1,35	-1,48	-1,59	-1,85	-2,05	-2,17
0,0449	-0,77	-1,28	-1,31	-1,36	-1,43	-1,51	-1,63	-1,75	-1,99	-2,16	-2,25
0,0517	-0,93	-1,45	-1,47	-1,52	-1,59	-1,67	-1,79	-1,90	-2,12	-2,27	-2,33
0,0594	-1,08	-1,61	-1,64	-1,68	-1,74	-1,82	-1,94	-2,04	-2,25	-2,37	-2,41

Tabela 7.12 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,4$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0047	0,16	0,05	0,03	0,02	-0,02	-0,06	-0,14	-0,21	-0,43	-0,46	-0,98
0,0053	0,16	0,03	0,02	0,00	-0,04	-0,09	-0,17	-0,25	-0,46	-0,51	-1,03
0,0060	0,16	0,02	0,00	-0,02	-0,07	-0,12	-0,21	-0,30	-0,50	-0,58	-1,10
0,0069	0,16	0,00	-0,03	-0,05	-0,10	-0,16	-0,25	-0,35	-0,55	-0,66	-1,18
0,0081	0,15	-0,03	-0,05	-0,08	-0,14	-0,20	-0,30	-0,41	-0,61	-0,75	-1,26
0,0095	0,14	-0,05	-0,08	-0,11	-0,17	-0,24	-0,35	-0,47	-0,67	-0,86	-1,35
0,0112	0,12	-0,09	-0,12	-0,15	-0,22	-0,29	-0,41	-0,54	-0,75	-0,97	-1,44
0,0132	0,10	-0,13	-0,17	-0,20	-0,28	-0,35	-0,48	-0,61	-0,83	-1,08	-1,53
0,0155	0,06	-0,19	-0,23	-0,27	-0,35	-0,42	-0,56	-0,70	-0,93	-1,21	-1,62
0,0183	0,02	-0,27	-0,31	-0,34	-0,43	-0,51	-0,66	-0,79	-1,05	-1,33	-1,71
0,0215	-0,05	-0,36	-0,40	-0,44	-0,53	-0,61	-0,77	-0,90	-1,17	-1,46	-1,80
0,0252	-0,12	-0,47	-0,51	-0,55	-0,64	-0,73	-0,88	-1,02	-1,30	-1,59	-1,88
0,0294	-0,21	-0,60	-0,63	-0,68	-0,77	-0,86	-1,01	-1,14	-1,43	-1,71	-1,96
0,0341	-0,32	-0,74	-0,77	-0,82	-0,90	-0,99	-1,15	-1,27	-1,56	-1,83	-2,04
0,0396	-0,44	-0,89	-0,92	-0,97	-1,05	-1,14	-1,29	-1,41	-1,69	-1,94	-2,11
0,0457	-0,58	-1,05	-1,08	-1,13	-1,20	-1,29	-1,43	-1,55	-1,82	-2,04	-2,18
0,0526	-0,72	-1,22	-1,25	-1,29	-1,36	-1,44	-1,57	-1,69	-1,95	-2,13	-2,24
0,0604	-0,87	-1,39	-1,41	-1,46	-1,52	-1,60	-1,72	-1,83	-2,07	-2,22	-2,30

Tabela 7.13 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,5$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0047	0,16	0,05	0,03	0,02	-0,02	-0,05	-0,14	-0,21	-0,44	-0,49	-1,03
0,0054	0,16	0,03	0,01	0,00	-0,04	-0,09	-0,18	-0,27	-0,49	-0,56	-1,11
0,0063	0,16	0,01	-0,01	-0,03	-0,07	-0,13	-0,22	-0,33	-0,55	-0,66	-1,20
0,0073	0,16	-0,01	-0,03	-0,05	-0,11	-0,17	-0,28	-0,40	-0,61	-0,76	-1,29
0,0086	0,15	-0,03	-0,06	-0,09	-0,15	-0,22	-0,33	-0,46	-0,68	-0,86	-1,39
0,0101	0,14	-0,06	-0,09	-0,12	-0,19	-0,27	-0,40	-0,53	-0,76	-0,97	-1,48
0,0119	0,12	-0,10	-0,13	-0,17	-0,24	-0,32	-0,46	-0,61	-0,84	-1,08	-1,57
0,0139	0,10	-0,14	-0,18	-0,22	-0,30	-0,39	-0,54	-0,68	-0,92	-1,19	-1,66
0,0163	0,07	-0,20	-0,24	-0,28	-0,37	-0,46	-0,61	-0,76	-1,01	-1,31	-1,75
0,0191	0,03	-0,27	-0,31	-0,35	-0,45	-0,54	-0,70	-0,85	-1,11	-1,42	-1,83
0,0223	-0,02	-0,35	-0,39	-0,44	-0,53	-0,63	-0,79	-0,94	-1,22	-1,53	-1,90
0,0260	-0,09	-0,45	-0,49	-0,54	-0,64	-0,73	-0,90	-1,04	-1,33	-1,64	-1,98
0,0303	-0,16	-0,57	-0,61	-0,66	-0,75	-0,84	-1,01	-1,15	-1,45	-1,75	-2,05
0,0351	-0,26	-0,70	-0,74	-0,79	-0,88	-0,97	-1,13	-1,26	-1,57	-1,86	-2,11
0,0405	-0,37	-0,84	-0,88	-0,93	-1,01	-1,10	-1,26	-1,39	-1,69	-1,96	-2,17
0,0466	-0,49	-1,00	-1,04	-1,08	-1,17	-1,25	-1,40	-1,52	-1,81	-2,06	-2,23
0,0536	-0,63	-1,18	-1,21	-1,25	-1,33	-1,41	-1,55	-1,66	-1,94	-2,15	-2,29
0,0613	-0,78	-1,37	-1,40	-1,44	-1,51	-1,58	-1,70	-1,80	-2,06	-2,24	-2,33

Tabela 7.14 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova C(T), $a/W=0,6$

P $(J_m/b\sigma_0)$	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0047	0,13	0,02	0,01	0,00	-0,03	-0,06	-0,14	-0,21	-0,45	-0,52	-1,11
0,0055	0,13	0,00	-0,01	-0,02	-0,06	-0,10	-0,18	-0,27	-0,51	-0,61	-1,21
0,0066	0,13	-0,01	-0,03	-0,04	-0,08	-0,14	-0,23	-0,34	-0,57	-0,72	-1,31
0,0078	0,13	-0,03	-0,05	-0,07	-0,12	-0,18	-0,28	-0,41	-0,64	-0,83	-1,41
0,0093	0,13	-0,06	-0,08	-0,10	-0,16	-0,22	-0,34	-0,48	-0,72	-0,94	-1,51
0,0110	0,12	-0,09	-0,11	-0,14	-0,20	-0,27	-0,41	-0,56	-0,80	-1,06	-1,60
0,0130	0,11	-0,12	-0,15	-0,18	-0,26	-0,34	-0,48	-0,64	-0,89	-1,18	-1,69
0,0153	0,09	-0,17	-0,20	-0,24	-0,32	-0,41	-0,57	-0,73	-0,98	-1,30	-1,78
0,0180	0,06	-0,23	-0,27	-0,31	-0,40	-0,49	-0,66	-0,82	-1,09	-1,42	-1,87
0,0211	0,02	-0,31	-0,35	-0,39	-0,49	-0,59	-0,76	-0,92	-1,20	-1,54	-1,95
0,0247	-0,03	-0,40	-0,45	-0,49	-0,60	-0,70	-0,87	-1,02	-1,32	-1,66	-2,03
0,0287	-0,10	-0,52	-0,56	-0,62	-0,72	-0,82	-1,00	-1,14	-1,45	-1,78	-2,11
0,0333	-0,19	-0,66	-0,71	-0,76	-0,86	-0,96	-1,13	-1,27	-1,58	-1,90	-2,18
0,0386	-0,29	-0,82	-0,87	-0,92	-1,03	-1,12	-1,29	-1,42	-1,72	-2,01	-2,25
0,0445	-0,41	-1,01	-1,06	-1,11	-1,21	-1,30	-1,45	-1,57	-1,87	-2,12	-2,31
0,0512	-0,55	-1,23	-1,28	-1,33	-1,42	-1,50	-1,64	-1,74	-2,01	-2,22	-2,37
0,0588	-0,71	-1,50	-1,55	-1,59	-1,67	-1,73	-1,85	-1,92	-2,17	-2,33	-2,43
0,0672	-0,90	-1,85	-1,89	-1,92	-1,97	-1,99	-2,08	-2,11	-2,33	-2,43	-2,48

Anexo III: Valores da Integral J para Corpos-de-prova SE(B)

Tabela 7.15 – Valores da integral J para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,1$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J
0,0043	36,68	39,29	39,36	39,22	39,20	38,82	38,50	37,41	36,19	33,01	21,30
0,0051	43,55	46,97	47,05	46,87	46,83	46,32	45,90	44,48	43,00	39,01	25,14
0,0061	51,94	56,40	56,51	56,25	56,20	55,50	54,99	53,16	51,37	46,35	29,83
0,0073	62,11	67,83	67,98	67,65	67,57	66,68	66,05	63,71	61,55	55,23	35,50
0,0087	74,37	81,63	81,83	81,40	81,34	80,22	79,46	76,48	73,90	65,93	42,33
0,0105	88,94	98,02	98,29	97,77	97,75	96,35	95,44	91,67	88,62	78,61	50,41
0,0125	106,00	117,30	117,60	117,00	117,00	115,30	114,20	109,50	105,90	93,44	59,87
0,0148	125,90	139,70	140,20	139,40	139,40	137,30	136,10	130,30	126,20	110,70	70,84
0,0175	148,90	165,80	166,30	165,40	165,40	162,90	161,50	154,40	149,70	130,50	83,52
0,0206	175,50	195,80	196,50	195,30	195,40	192,40	190,80	182,20	176,90	153,40	98,08
0,0242	205,90	230,20	231,00	229,60	229,80	226,10	224,40	214,10	208,20	179,40	114,70
0,0283	240,50	269,40	270,30	268,80	269,00	264,70	262,70	250,40	243,90	209,00	133,60
0,0329	279,70	314,10	315,10	313,30	313,50	308,50	306,30	291,60	284,60	242,50	154,90
0,0381	324,20	364,70	365,80	363,80	364,10	358,20	355,80	338,50	330,80	280,20	179,00
0,0440	374,40	421,90	423,20	420,90	421,20	414,40	411,60	391,40	383,20	322,60	206,20
0,0506	430,70	486,40	487,70	485,30	485,50	477,70	474,60	450,90	442,30	370,20	236,60
0,0581	493,90	558,90	560,30	557,70	557,80	548,90	545,40	517,90	508,90	423,20	270,70
0,0664	564,50	640,30	641,70	638,80	638,80	628,90	624,70	593,10	583,60	482,40	308,70

Tabela 7.16 – Valores da integral J para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,2$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J
0,0045	38,02	42,36	42,47	42,08	41,93	41,07	40,45	38,52	36,78	32,45	19,56
0,0052	44,29	49,97	50,10	49,58	49,35	48,19	47,34	44,87	42,71	37,39	22,42
0,0061	51,97	59,35	59,51	58,81	58,46	56,92	55,78	52,61	49,94	43,38	25,86
0,0072	61,44	71,00	71,20	70,27	69,75	67,71	66,19	62,12	58,83	50,70	30,04
0,0086	72,98	85,30	85,53	84,30	83,57	80,90	78,90	73,72	69,67	59,56	35,08
0,0102	86,82	102,50	102,80	101,20	100,20	96,75	94,17	87,61	82,67	70,12	41,07
0,0121	103,10	123,00	123,30	121,30	119,90	115,50	112,20	104,00	98,02	82,51	48,09
0,0144	122,20	147,10	147,40	144,80	143,00	137,50	133,40	123,10	116,00	96,90	56,20
0,0170	144,40	175,20	175,50	172,40	170,10	163,20	158,00	145,50	136,90	113,60	65,56
0,0200	170,00	207,90	208,20	204,40	201,40	193,00	186,60	171,20	161,20	132,70	76,25
0,0235	199,50	245,60	245,80	241,30	237,40	227,30	219,40	200,90	189,10	154,60	88,42
0,0274	233,20	288,90	289,00	283,60	278,80	266,60	257,00	234,80	221,00	179,60	102,20
0,0319	271,50	338,30	338,30	331,90	326,00	311,50	299,90	273,50	257,50	207,80	117,70
0,0370	314,90	394,50	394,30	386,90	379,60	362,60	348,70	317,50	299,10	239,70	135,00
0,0428	363,90	458,30	457,80	449,20	440,40	420,50	404,00	367,30	346,10	275,70	154,50
0,0493	419,20	530,40	529,60	519,70	509,00	485,90	466,30	423,50	399,30	316,00	176,10
0,0566	481,20	611,70	610,30	599,10	586,30	559,70	536,50	486,90	459,20	361,10	200,20
0,0647	550,60	702,90	701,00	688,40	673,00	642,50	615,40	558,00	526,60	411,50	226,90

Tabela 7.17 – Valores da integral J para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,25$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J
0,0039	32,84	37,09	37,32	36,91	36,96	36,17	35,85	34,16	32,80	28,98	17,22
0,0045	37,94	43,37	43,64	43,10	43,12	42,07	41,59	39,43	37,73	33,06	19,52
0,0052	44,09	51,05	51,37	50,66	50,62	49,22	48,53	45,75	43,64	37,92	22,25
0,0061	51,70	60,63	61,02	60,08	59,94	58,09	57,12	53,55	50,92	43,86	25,57
0,0072	61,18	72,61	73,08	71,84	71,57	69,14	67,81	63,23	59,97	51,20	29,68
0,0085	72,68	87,24	87,81	86,19	85,75	82,58	80,80	74,95	70,94	60,05	34,60
0,0102	86,37	104,80	105,40	103,40	102,70	98,61	96,27	88,86	83,97	70,47	40,39
0,0121	102,60	125,70	126,40	123,80	122,80	117,60	114,60	105,30	99,36	82,70	47,16
0,0143	121,50	150,20	151,10	147,80	146,40	139,90	136,00	124,50	117,30	96,88	54,96
0,0169	143,40	178,90	179,80	175,80	173,90	165,90	160,90	146,70	138,20	113,20	63,92
0,0198	168,70	212,20	213,20	208,30	205,80	195,90	189,70	172,40	162,30	132,00	74,17
0,0233	197,90	250,80	251,80	246,00	242,60	230,70	223,00	202,10	190,10	153,50	85,87
0,0272	231,30	295,30	296,30	289,30	285,00	270,70	261,20	236,10	222,00	178,10	99,18
0,0317	269,50	346,20	347,20	339,00	333,50	316,40	304,80	275,00	258,60	206,00	114,20
0,0368	312,80	404,40	405,20	395,70	388,70	368,60	354,50	319,30	300,20	237,60	131,20
0,0425	361,80	470,50	471,00	460,10	451,20	427,80	410,80	369,50	347,40	273,30	150,20
0,0490	416,80	545,30	545,30	532,90	522,00	494,80	474,40	426,20	400,70	313,30	171,40
0,0563	478,60	629,70	629,20	615,20	601,70	570,40	546,00	490,10	460,80	358,20	195,00

Tabela 7.18 – Valores da integral J para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,3$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J
0,0038	32,71	36,81	37,06	36,64	36,74	35,95	35,67	33,97	32,63	28,76	16,88
0,0044	37,77	43,05	43,35	42,80	42,86	41,81	41,38	39,20	37,53	32,79	19,11
0,0052	43,91	50,73	51,09	50,36	50,37	48,97	48,33	45,53	43,43	37,62	21,76
0,0061	51,49	60,34	60,76	59,80	59,71	57,85	56,92	53,31	50,69	43,51	24,98
0,0072	60,84	72,29	72,80	71,53	71,30	68,84	67,54	62,90	59,63	50,71	28,91
0,0085	72,16	86,88	87,47	85,82	85,41	82,20	80,42	74,49	70,44	59,37	33,64
0,0101	85,71	104,40	105,10	103,00	102,30	98,19	95,83	88,30	83,34	69,63	39,23
0,0120	101,80	125,30	126,10	123,40	122,40	117,20	114,10	104,60	98,59	81,68	45,76
0,0142	120,50	150,00	150,80	147,50	146,00	139,40	135,40	123,60	116,40	95,63	53,29
0,0167	142,20	178,70	179,60	175,50	173,50	165,20	160,10	145,70	137,00	111,70	61,91
0,0197	167,30	212,10	213,00	208,00	205,30	195,20	188,80	171,10	160,80	130,10	71,73
0,0231	196,10	250,70	251,70	245,60	242,00	229,70	221,70	200,40	188,20	151,10	82,89
0,0269	229,00	295,20	296,10	288,90	284,20	269,50	259,50	233,90	219,60	175,10	95,52
0,0314	266,60	346,30	347,10	338,60	332,50	315,00	302,80	272,30	255,50	202,30	109,80
0,0364	309,30	404,70	405,30	395,40	387,70	366,90	352,00	316,00	296,40	233,10	125,80
0,0421	357,60	471,30	471,40	460,00	450,30	426,00	408,00	365,60	342,90	267,90	143,80
0,0484	412,00	546,70	546,40	533,40	521,20	492,90	471,30	421,80	395,50	307,10	164,00
0,0556	473,20	632,20	631,10	616,30	601,30	568,60	542,70	485,30	454,90	351,00	186,40

Tabela 7.19 – Valores da integral J para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,4$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J
0,0039	33,30	37,22	37,55	37,08	37,27	36,43	36,22	34,44	33,06	28,98	16,59
0,0046	38,70	43,91	44,29	43,68	43,83	42,71	42,34	40,02	38,25	33,23	18,85
0,0053	45,47	52,40	52,85	52,04	52,14	50,63	50,01	46,99	44,73	38,49	21,64
0,0063	53,79	62,98	63,50	62,44	62,44	60,42	59,48	55,55	52,68	44,90	25,02
0,0075	63,76	75,83	76,43	75,04	74,88	72,21	70,85	65,78	62,17	52,48	29,00
0,0089	75,61	91,29	91,96	90,17	89,77	86,28	84,36	77,89	73,39	61,39	33,67
0,0105	89,61	109,70	110,50	108,20	107,40	102,90	100,30	92,14	86,58	71,78	39,12
0,0125	106,10	131,60	132,40	129,50	128,30	122,60	119,10	108,90	102,10	83,89	45,45
0,0148	125,50	157,40	158,30	154,60	152,90	145,70	141,10	128,40	120,20	97,96	52,79
0,0174	148,00	187,70	188,50	184,10	181,70	172,70	166,80	151,10	141,20	114,20	61,23
0,0205	174,20	222,90	223,80	218,40	215,10	204,00	196,50	177,40	165,60	132,90	70,91
0,0240	204,50	263,80	264,60	258,00	253,70	240,10	230,90	207,70	193,80	154,30	81,95
0,0281	239,10	310,60	311,30	303,50	297,80	281,50	270,10	242,30	225,90	178,70	94,38
0,0327	278,40	364,10	364,50	355,30	348,00	328,70	314,60	281,50	262,50	206,20	108,30
0,0380	322,90	424,90	425,00	414,30	405,00	382,20	365,10	326,10	303,90	237,10	123,80
0,0439	373,00	493,80	493,50	481,10	469,60	442,80	422,20	376,50	350,80	271,90	141,20
0,0505	429,40	571,80	570,80	556,70	542,40	511,30	486,60	433,30	403,60	310,90	160,40
0,0579	492,70	659,80	658,00	642,00	624,50	588,60	559,00	497,30	463,10	354,50	181,80

Tabela 7.20 – Valores da integral J para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,5$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J	J
0,0042	35,45	39,56	39,95	39,45	39,71	38,83	38,67	36,74	35,27	30,75	17,18
0,0049	41,96	47,57	48,03	47,38	47,63	46,44	46,12	43,56	41,63	35,92	19,84
0,0059	49,94	57,53	58,08	57,21	57,43	55,82	55,26	51,88	49,39	42,17	23,05
0,0070	59,60	69,72	70,36	69,23	69,37	67,22	66,33	61,91	58,73	49,63	26,87
0,0084	71,18	84,54	85,28	83,81	83,82	80,96	79,64	73,91	69,88	58,48	31,39
0,0100	84,99	102,40	103,30	101,40	101,20	97,42	95,51	88,16	83,11	68,88	36,69
0,0119	101,40	123,90	124,80	122,40	121,80	117,00	114,30	105,00	98,73	81,07	42,87
0,0142	120,60	149,30	150,30	147,20	146,30	140,10	136,50	124,70	117,10	95,26	50,05
0,0168	143,10	179,10	180,10	176,40	174,90	167,00	162,30	147,70	138,40	111,70	58,32
0,0199	169,20	213,80	214,90	210,30	208,10	198,40	192,20	174,20	163,10	130,60	67,81
0,0234	199,20	254,10	255,10	249,50	246,40	234,50	226,70	204,80	191,60	152,20	78,62
0,0275	233,70	300,30	301,30	294,60	290,40	276,00	266,20	239,90	224,20	176,80	90,82
0,0321	272,90	353,40	354,20	346,30	340,70	323,50	311,30	279,80	261,50	204,70	104,60
0,0373	317,40	414,00	414,50	405,40	398,10	377,60	362,70	325,30	303,90	236,30	120,00
0,0433	367,90	483,10	483,20	472,50	463,20	439,10	420,90	376,90	352,00	271,90	137,30
0,0500	424,80	561,50	560,90	548,80	537,00	508,90	486,80	435,40	406,50	312,00	156,60
0,0575	488,90	650,10	648,80	635,10	620,40	587,80	561,20	501,40	468,00	357,00	178,00
0,0659	560,70	750,20	747,90	732,40	714,30	676,80	645,00	575,70	537,30	407,30	201,80

Tabela 7.21 – Valores da integral J para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,6$

P $(J_m/b\sigma_0)$	<i>ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)</i>										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	<i>J</i>	<i>J</i>	<i>J</i>	<i>J</i>	<i>J</i>	<i>J</i>	<i>J</i>	<i>J</i>	<i>J</i>	<i>J</i>	<i>J</i>
0,0036	30,33	33,17	39,95	33,12	33,41	32,81	32,85	31,47	30,44	26,82	14,89
0,0042	35,85	39,75	48,03	39,67	40,01	39,21	39,19	37,35	35,97	31,35	17,17
0,0050	42,63	47,94	58,08	47,82	48,20	47,13	47,00	44,55	42,73	36,84	19,93
0,0060	50,91	58,10	70,36	57,90	58,30	56,86	56,55	53,31	50,93	43,44	23,23
0,0072	60,90	70,56	85,28	70,24	70,61	68,68	68,11	63,84	60,77	51,28	27,14
0,0086	72,82	85,64	103,30	85,13	85,43	82,87	81,92	76,37	72,45	60,52	31,74
0,0102	86,91	103,60	124,80	102,80	103,00	99,67	98,25	91,13	86,20	71,31	37,09
0,0122	103,40	124,70	150,30	123,70	123,70	119,40	117,40	108,30	102,20	83,82	43,27
0,0144	122,50	149,40	180,10	148,00	147,70	142,30	139,60	128,30	120,80	98,21	50,37
0,0170	144,60	178,10	214,90	176,20	175,60	168,90	165,20	151,30	142,30	114,70	58,47
0,0200	170,00	211,30	255,10	208,80	207,80	199,50	194,70	177,70	167,00	133,50	67,67
0,0234	199,00	249,60	301,30	246,40	244,80	234,60	228,50	207,90	195,20	155,00	78,09
0,0273	232,20	293,50	354,20	289,50	287,10	274,80	267,10	242,40	227,50	179,30	89,84
0,0317	269,80	343,70	414,50	338,70	335,30	320,70	311,10	281,60	264,20	206,70	103,00
0,0367	312,50	400,90	483,20	394,70	390,10	372,80	360,90	326,10	305,80	237,70	117,80
0,0424	360,60	465,90	560,90	458,20	452,10	431,90	417,30	376,40	352,90	272,50	134,30
0,0488	414,70	539,30	648,80	530,10	522,20	498,60	480,90	433,10	406,00	311,50	152,60
0,0559	475,30	622,20	747,90	611,20	601,00	573,80	552,40	496,90	465,70	355,10	173,00

Anexo IV: Valores do Parâmetro Q para Corpos-de-prova SE(B)

Tabela 7.22 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,1$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0043	-0,58	-0,63	-0,63	-0,64	-0,65	-0,66	-0,72	-0,75	-0,95	-0,95	-1,57
0,0051	-0,59	-0,64	-0,65	-0,66	-0,67	-0,70	-0,76	-0,80	-0,99	-1,03	-1,65
0,0061	-0,60	-0,66	-0,67	-0,68	-0,70	-0,74	-0,80	-0,86	-1,04	-1,10	-1,72
0,0073	-0,62	-0,69	-0,70	-0,71	-0,74	-0,78	-0,84	-0,91	-1,09	-1,18	-1,80
0,0087	-0,64	-0,72	-0,73	-0,75	-0,78	-0,82	-0,89	-0,97	-1,14	-1,27	-1,87
0,0105	-0,69	-0,77	-0,78	-0,80	-0,83	-0,87	-0,94	-1,03	-1,19	-1,35	-1,95
0,0125	-0,74	-0,83	-0,84	-0,86	-0,89	-0,93	-1,00	-1,09	-1,25	-1,44	-2,01
0,0148	-0,80	-0,90	-0,91	-0,92	-0,95	-0,99	-1,07	-1,16	-1,32	-1,54	-2,08
0,0175	-0,87	-0,98	-0,99	-1,00	-1,03	-1,07	-1,15	-1,24	-1,40	-1,63	-2,14
0,0206	-0,94	-1,06	-1,07	-1,08	-1,12	-1,15	-1,23	-1,32	-1,49	-1,73	-2,20
0,0242	-1,02	-1,15	-1,16	-1,17	-1,21	-1,25	-1,33	-1,41	-1,58	-1,83	-2,25
0,0283	-1,11	-1,24	-1,25	-1,27	-1,31	-1,35	-1,43	-1,51	-1,69	-1,93	-2,31
0,0329	-1,20	-1,34	-1,35	-1,37	-1,41	-1,45	-1,53	-1,61	-1,80	-2,02	-2,35
0,0381	-1,29	-1,43	-1,45	-1,46	-1,50	-1,55	-1,63	-1,71	-1,90	-2,11	-2,39
0,0440	-1,39	-1,52	-1,54	-1,56	-1,60	-1,64	-1,73	-1,81	-2,00	-2,19	-2,43
0,0506	-1,47	-1,60	-1,62	-1,64	-1,68	-1,73	-1,82	-1,90	-2,09	-2,26	-2,46
0,0581	-1,55	-1,67	-1,68	-1,71	-1,75	-1,80	-1,89	-1,98	-2,17	-2,32	-2,49
0,0664	-1,61	-1,71	-1,73	-1,76	-1,80	-1,86	-1,95	-2,04	-2,22	-2,37	-2,51

Tabela 7.23 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,2$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0045	-0,29	-0,38	-0,39	-0,40	-0,42	-0,45	-0,53	-0,58	-0,81	-0,84	-1,44
0,0052	-0,29	-0,39	-0,40	-0,41	-0,44	-0,48	-0,57	-0,64	-0,86	-0,91	-1,51
0,0061	-0,29	-0,40	-0,42	-0,43	-0,47	-0,52	-0,61	-0,70	-0,91	-0,99	-1,59
0,0072	-0,30	-0,42	-0,44	-0,46	-0,50	-0,56	-0,65	-0,76	-0,96	-1,07	-1,67
0,0086	-0,30	-0,44	-0,46	-0,49	-0,54	-0,60	-0,70	-0,82	-1,02	-1,16	-1,75
0,0102	-0,32	-0,47	-0,49	-0,52	-0,58	-0,65	-0,75	-0,88	-1,08	-1,26	-1,83
0,0121	-0,34	-0,50	-0,53	-0,56	-0,62	-0,70	-0,81	-0,94	-1,14	-1,35	-1,91
0,0144	-0,37	-0,55	-0,58	-0,61	-0,68	-0,75	-0,87	-1,01	-1,21	-1,45	-1,98
0,0170	-0,41	-0,61	-0,64	-0,67	-0,74	-0,82	-0,94	-1,08	-1,28	-1,54	-2,05
0,0200	-0,46	-0,68	-0,71	-0,74	-0,81	-0,89	-1,02	-1,15	-1,36	-1,64	-2,12
0,0235	-0,52	-0,76	-0,79	-0,83	-0,90	-0,97	-1,10	-1,23	-1,45	-1,74	-2,18
0,0274	-0,60	-0,86	-0,89	-0,92	-0,99	-1,06	-1,19	-1,31	-1,54	-1,83	-2,24
0,0319	-0,68	-0,96	-0,99	-1,03	-1,10	-1,17	-1,29	-1,40	-1,64	-1,92	-2,30
0,0370	-0,78	-1,08	-1,11	-1,14	-1,21	-1,27	-1,39	-1,50	-1,75	-2,01	-2,35
0,0428	-0,88	-1,21	-1,23	-1,27	-1,33	-1,39	-1,50	-1,61	-1,85	-2,09	-2,39
0,0493	-1,00	-1,34	-1,36	-1,39	-1,45	-1,51	-1,62	-1,72	-1,95	-2,16	-2,43
0,0566	-1,12	-1,47	-1,49	-1,52	-1,57	-1,63	-1,73	-1,83	-2,06	-2,24	-2,47
0,0647	-1,24	-1,60	-1,62	-1,64	-1,69	-1,75	-1,85	-1,94	-2,15	-2,30	-2,50

Tabela 7.24 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,25$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0039	-0,20	-0,30	-0,31	-0,31	-0,34	-0,36	-0,43	-0,48	-0,71	-0,72	-1,32
0,0045	-0,20	-0,31	-0,32	-0,33	-0,36	-0,39	-0,47	-0,53	-0,76	-0,79	-1,40
0,0052	-0,20	-0,32	-0,34	-0,35	-0,39	-0,43	-0,52	-0,59	-0,81	-0,87	-1,47
0,0061	-0,20	-0,34	-0,36	-0,37	-0,42	-0,47	-0,56	-0,65	-0,87	-0,95	-1,55
0,0072	-0,21	-0,36	-0,38	-0,40	-0,45	-0,51	-0,61	-0,71	-0,93	-1,04	-1,63
0,0085	-0,22	-0,38	-0,40	-0,43	-0,49	-0,55	-0,66	-0,78	-0,98	-1,14	-1,72
0,0102	-0,23	-0,41	-0,44	-0,47	-0,53	-0,60	-0,71	-0,84	-1,05	-1,23	-1,80
0,0121	-0,26	-0,45	-0,48	-0,51	-0,58	-0,65	-0,78	-0,91	-1,11	-1,33	-1,88
0,0143	-0,29	-0,49	-0,53	-0,56	-0,64	-0,71	-0,84	-0,97	-1,18	-1,43	-1,95
0,0169	-0,33	-0,55	-0,59	-0,62	-0,70	-0,78	-0,91	-1,04	-1,26	-1,53	-2,03
0,0198	-0,37	-0,62	-0,66	-0,69	-0,77	-0,85	-0,99	-1,12	-1,34	-1,63	-2,10
0,0233	-0,43	-0,70	-0,74	-0,77	-0,85	-0,93	-1,07	-1,20	-1,43	-1,72	-2,16
0,0272	-0,50	-0,80	-0,83	-0,87	-0,95	-1,02	-1,16	-1,28	-1,53	-1,82	-2,22
0,0317	-0,58	-0,90	-0,94	-0,97	-1,05	-1,12	-1,26	-1,37	-1,63	-1,91	-2,28
0,0368	-0,68	-1,02	-1,05	-1,09	-1,16	-1,23	-1,36	-1,47	-1,73	-2,00	-2,33
0,0425	-0,78	-1,14	-1,18	-1,21	-1,28	-1,34	-1,47	-1,58	-1,84	-2,08	-2,38
0,0490	-0,89	-1,27	-1,30	-1,33	-1,40	-1,46	-1,58	-1,69	-1,94	-2,16	-2,42
0,0563	-1,01	-1,40	-1,43	-1,46	-1,53	-1,58	-1,70	-1,80	-2,04	-2,23	-2,46

Tabela 7.25 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,3$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0038	-0,13	-0,23	-0,24	-0,25	-0,27	-0,29	-0,37	-0,41	-0,65	-0,66	-1,26
0,0044	-0,13	-0,24	-0,25	-0,26	-0,29	-0,32	-0,41	-0,47	-0,70	-0,74	-1,34
0,0052	-0,13	-0,26	-0,27	-0,28	-0,32	-0,36	-0,45	-0,53	-0,76	-0,81	-1,41
0,0061	-0,14	-0,27	-0,29	-0,31	-0,35	-0,41	-0,50	-0,59	-0,82	-0,90	-1,50
0,0072	-0,14	-0,29	-0,31	-0,34	-0,39	-0,45	-0,55	-0,66	-0,88	-1,00	-1,58
0,0085	-0,15	-0,32	-0,34	-0,37	-0,43	-0,50	-0,60	-0,73	-0,94	-1,09	-1,67
0,0101	-0,17	-0,35	-0,38	-0,41	-0,47	-0,55	-0,66	-0,80	-1,00	-1,19	-1,75
0,0120	-0,19	-0,39	-0,42	-0,45	-0,53	-0,60	-0,73	-0,86	-1,07	-1,29	-1,84
0,0142	-0,22	-0,44	-0,47	-0,50	-0,58	-0,66	-0,80	-0,93	-1,14	-1,40	-1,91
0,0167	-0,26	-0,49	-0,53	-0,56	-0,65	-0,73	-0,87	-1,00	-1,22	-1,50	-1,99
0,0197	-0,30	-0,56	-0,60	-0,64	-0,72	-0,80	-0,95	-1,08	-1,31	-1,60	-2,06
0,0231	-0,36	-0,64	-0,68	-0,72	-0,80	-0,88	-1,03	-1,16	-1,40	-1,70	-2,13
0,0269	-0,43	-0,74	-0,77	-0,81	-0,89	-0,97	-1,12	-1,24	-1,50	-1,80	-2,19
0,0314	-0,51	-0,84	-0,88	-0,91	-1,00	-1,07	-1,22	-1,33	-1,60	-1,89	-2,25
0,0364	-0,59	-0,96	-0,99	-1,03	-1,11	-1,18	-1,32	-1,43	-1,71	-1,98	-2,31
0,0421	-0,70	-1,08	-1,11	-1,15	-1,22	-1,29	-1,43	-1,54	-1,81	-2,07	-2,36
0,0484	-0,80	-1,21	-1,24	-1,27	-1,35	-1,41	-1,54	-1,65	-1,92	-2,15	-2,40
0,0556	-0,92	-1,34	-1,37	-1,40	-1,47	-1,54	-1,66	-1,77	-2,02	-2,22	-2,44

Tabela 7.26 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,4$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0039	-0,04	-0,13	-0,15	-0,15	-0,18	-0,20	-0,29	-0,33	-0,57	-0,59	-1,19
0,0046	-0,04	-0,14	-0,16	-0,17	-0,20	-0,24	-0,32	-0,39	-0,63	-0,67	-1,27
0,0053	-0,04	-0,16	-0,18	-0,19	-0,23	-0,28	-0,37	-0,45	-0,68	-0,76	-1,36
0,0063	-0,04	-0,18	-0,20	-0,22	-0,26	-0,32	-0,42	-0,52	-0,75	-0,86	-1,45
0,0075	-0,05	-0,20	-0,22	-0,25	-0,30	-0,37	-0,47	-0,59	-0,81	-0,96	-1,54
0,0089	-0,06	-0,23	-0,25	-0,28	-0,35	-0,42	-0,53	-0,66	-0,88	-1,06	-1,63
0,0105	-0,07	-0,26	-0,29	-0,32	-0,39	-0,47	-0,59	-0,74	-0,95	-1,16	-1,72
0,0125	-0,09	-0,30	-0,33	-0,37	-0,45	-0,53	-0,66	-0,81	-1,03	-1,27	-1,80
0,0148	-0,12	-0,34	-0,38	-0,42	-0,50	-0,59	-0,73	-0,88	-1,10	-1,37	-1,88
0,0174	-0,15	-0,40	-0,44	-0,48	-0,57	-0,66	-0,81	-0,95	-1,19	-1,48	-1,96
0,0205	-0,20	-0,48	-0,52	-0,56	-0,65	-0,74	-0,89	-1,03	-1,28	-1,59	-2,03
0,0240	-0,26	-0,56	-0,60	-0,64	-0,74	-0,82	-0,98	-1,11	-1,37	-1,69	-2,11
0,0281	-0,33	-0,66	-0,70	-0,74	-0,83	-0,92	-1,08	-1,21	-1,48	-1,79	-2,17
0,0327	-0,41	-0,77	-0,81	-0,85	-0,94	-1,03	-1,18	-1,31	-1,58	-1,89	-2,23
0,0380	-0,51	-0,89	-0,93	-0,97	-1,06	-1,14	-1,29	-1,41	-1,70	-1,98	-2,29
0,0439	-0,61	-1,02	-1,06	-1,10	-1,18	-1,26	-1,41	-1,53	-1,81	-2,07	-2,34
0,0505	-0,73	-1,16	-1,19	-1,24	-1,32	-1,39	-1,53	-1,65	-1,92	-2,15	-2,39
0,0579	-0,85	-1,30	-1,33	-1,38	-1,45	-1,53	-1,66	-1,77	-2,03	-2,23	-2,43

Tabela 7.27 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,5$

P ($J_m/b\sigma_0$)	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0042	0,03	-0,06	-0,08	-0,08	-0,11	-0,14	-0,22	-0,28	-0,52	-0,56	-1,16
0,0049	0,03	-0,08	-0,09	-0,10	-0,14	-0,18	-0,26	-0,34	-0,57	-0,65	-1,25
0,0059	0,02	-0,10	-0,12	-0,13	-0,17	-0,22	-0,31	-0,41	-0,64	-0,75	-1,35
0,0070	0,01	-0,12	-0,14	-0,16	-0,21	-0,26	-0,36	-0,48	-0,71	-0,86	-1,45
0,0084	0,00	-0,15	-0,17	-0,19	-0,25	-0,31	-0,42	-0,55	-0,78	-0,96	-1,54
0,0100	-0,01	-0,18	-0,21	-0,23	-0,30	-0,37	-0,49	-0,63	-0,85	-1,08	-1,64
0,0119	-0,03	-0,22	-0,25	-0,28	-0,35	-0,43	-0,56	-0,71	-0,93	-1,19	-1,73
0,0142	-0,05	-0,27	-0,30	-0,33	-0,41	-0,49	-0,64	-0,79	-1,02	-1,30	-1,82
0,0168	-0,09	-0,33	-0,36	-0,40	-0,49	-0,57	-0,72	-0,87	-1,11	-1,42	-1,90
0,0199	-0,14	-0,40	-0,44	-0,48	-0,57	-0,66	-0,82	-0,96	-1,21	-1,53	-1,98
0,0234	-0,19	-0,49	-0,53	-0,57	-0,67	-0,76	-0,92	-1,06	-1,32	-1,65	-2,05
0,0275	-0,27	-0,59	-0,64	-0,68	-0,78	-0,87	-1,03	-1,16	-1,44	-1,76	-2,12
0,0321	-0,36	-0,72	-0,76	-0,80	-0,90	-0,99	-1,15	-1,28	-1,57	-1,87	-2,19
0,0373	-0,46	-0,85	-0,89	-0,94	-1,04	-1,12	-1,28	-1,40	-1,69	-1,97	-2,25
0,0433	-0,57	-1,00	-1,04	-1,09	-1,18	-1,27	-1,42	-1,54	-1,82	-2,07	-2,31
0,0500	-0,70	-1,16	-1,21	-1,25	-1,35	-1,43	-1,57	-1,68	-1,96	-2,17	-2,36
0,0575	-0,84	-1,34	-1,38	-1,43	-1,52	-1,60	-1,74	-1,84	-2,09	-2,27	-2,40
0,0659	-1,00	-1,53	-1,58	-1,63	-1,72	-1,79	-1,92	-1,99	-2,23	-2,36	-2,45

Tabela 7.28 – Valores do parâmetro Q para corpo-de-prova SE(B), $a/W=0,6$

P $(J_m/b\sigma_0)$	ESPESSURA NORMALIZADA (B_x/B_T)										
	0,50	0,53	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,98
	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q	Q
0,0036	0,06	-0,01	-0,08	-0,02	-0,04	-0,05	-0,13	-0,16	-0,40	-0,42	-1,04
0,0042	0,06	-0,02	-0,09	-0,04	-0,06	-0,08	-0,16	-0,21	-0,45	-0,51	-1,13
0,0050	0,06	-0,04	-0,12	-0,06	-0,09	-0,12	-0,19	-0,27	-0,51	-0,60	-1,22
0,0060	0,05	-0,06	-0,14	-0,08	-0,11	-0,15	-0,24	-0,34	-0,57	-0,71	-1,32
0,0072	0,05	-0,08	-0,17	-0,11	-0,15	-0,20	-0,29	-0,41	-0,64	-0,81	-1,41
0,0086	0,04	-0,11	-0,21	-0,14	-0,19	-0,24	-0,35	-0,48	-0,71	-0,92	-1,51
0,0102	0,02	-0,14	-0,25	-0,18	-0,23	-0,29	-0,41	-0,55	-0,78	-1,04	-1,60
0,0122	0,01	-0,17	-0,30	-0,22	-0,29	-0,35	-0,48	-0,63	-0,87	-1,15	-1,69
0,0144	-0,02	-0,22	-0,36	-0,28	-0,35	-0,42	-0,57	-0,72	-0,96	-1,27	-1,78
0,0170	-0,05	-0,28	-0,44	-0,34	-0,42	-0,50	-0,66	-0,81	-1,06	-1,39	-1,86
0,0200	-0,10	-0,35	-0,53	-0,42	-0,51	-0,60	-0,76	-0,90	-1,17	-1,51	-1,94
0,0234	-0,16	-0,44	-0,64	-0,52	-0,61	-0,70	-0,87	-1,01	-1,29	-1,63	-2,02
0,0273	-0,23	-0,55	-0,76	-0,64	-0,73	-0,83	-1,00	-1,13	-1,42	-1,74	-2,09
0,0317	-0,32	-0,68	-0,89	-0,77	-0,87	-0,97	-1,13	-1,26	-1,56	-1,86	-2,15
0,0367	-0,43	-0,83	-1,04	-0,93	-1,03	-1,12	-1,29	-1,41	-1,70	-1,97	-2,22
0,0424	-0,55	-1,01	-1,21	-1,11	-1,22	-1,30	-1,46	-1,56	-1,85	-2,08	-2,28
0,0488	-0,70	-1,22	-1,38	-1,32	-1,42	-1,50	-1,64	-1,73	-2,00	-2,19	-2,33
0,0559	-0,87	-1,48	-1,58	-1,57	-1,66	-1,72	-1,85	-1,92	-2,16	-2,30	-2,38

Anexo V: Variação da Integral J para Corpos-de-prova C(T)

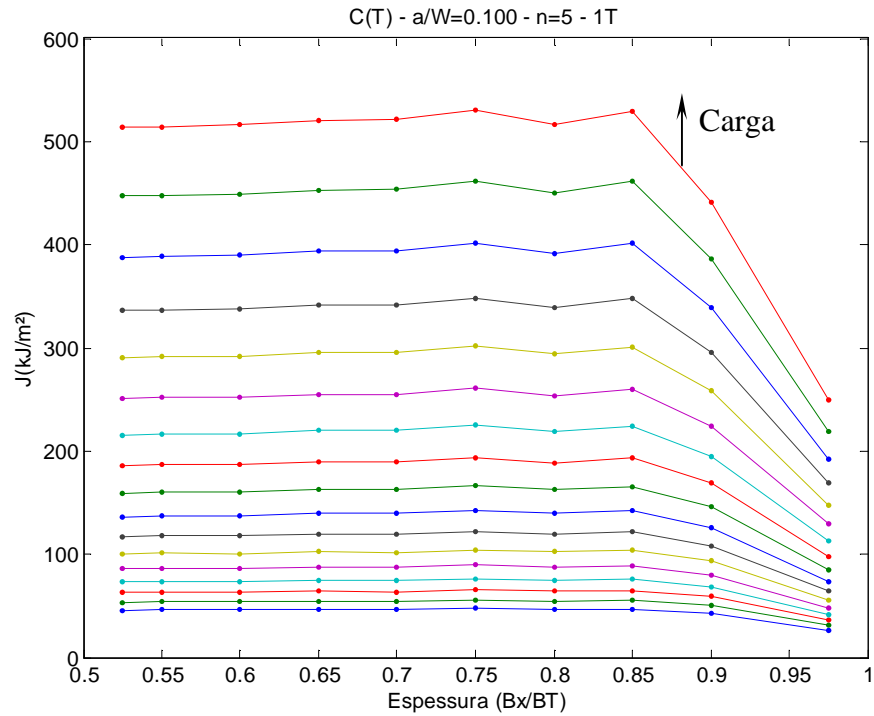


Figura 7.1 – Variação da integral J ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,1$

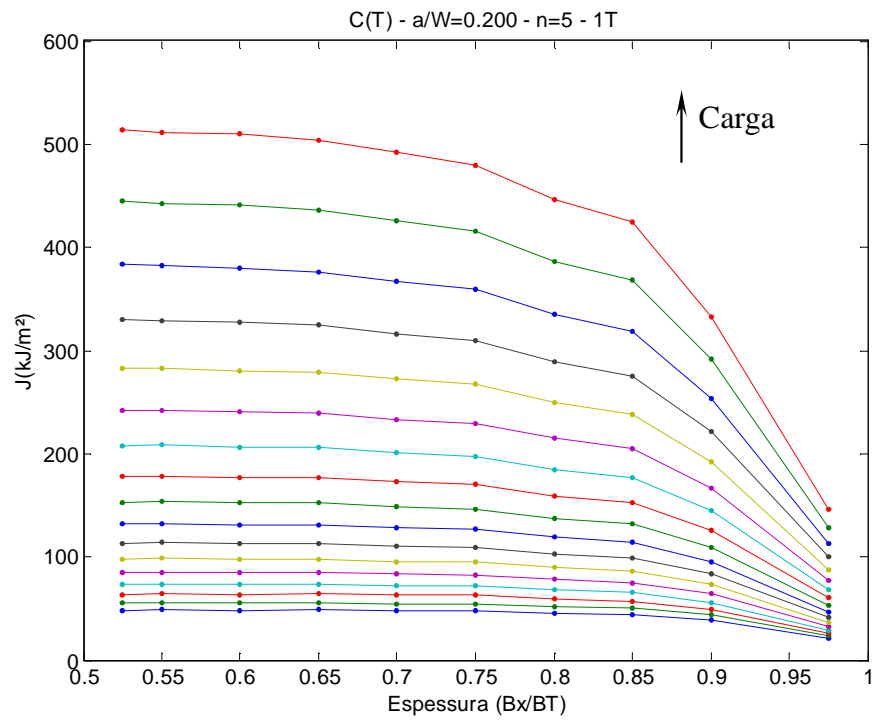


Figura 7.2 – Variação da integral J ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,2$

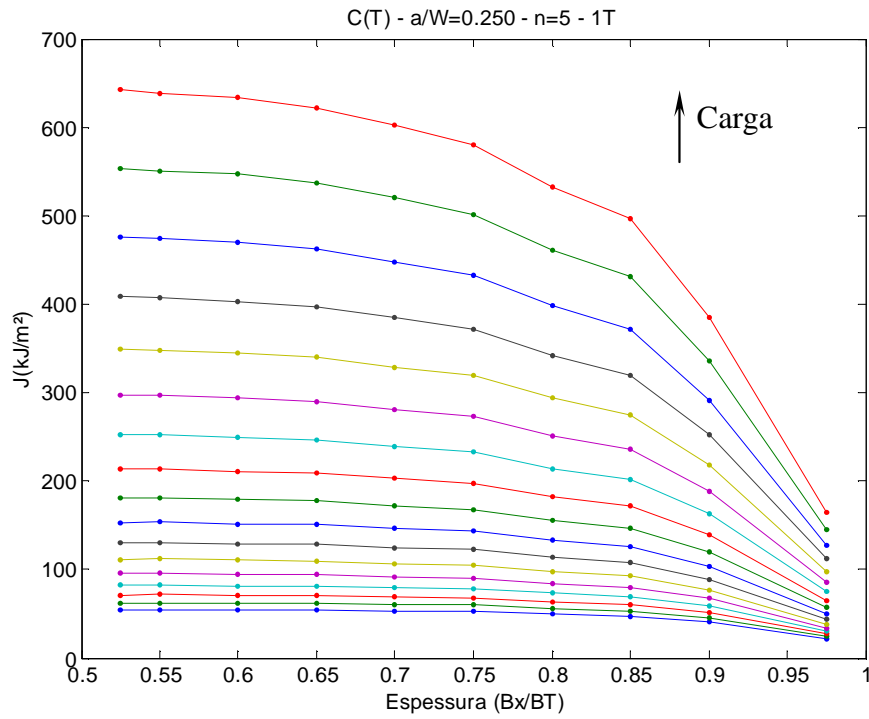


Figura 7.3 – Variação da integral J ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,25$

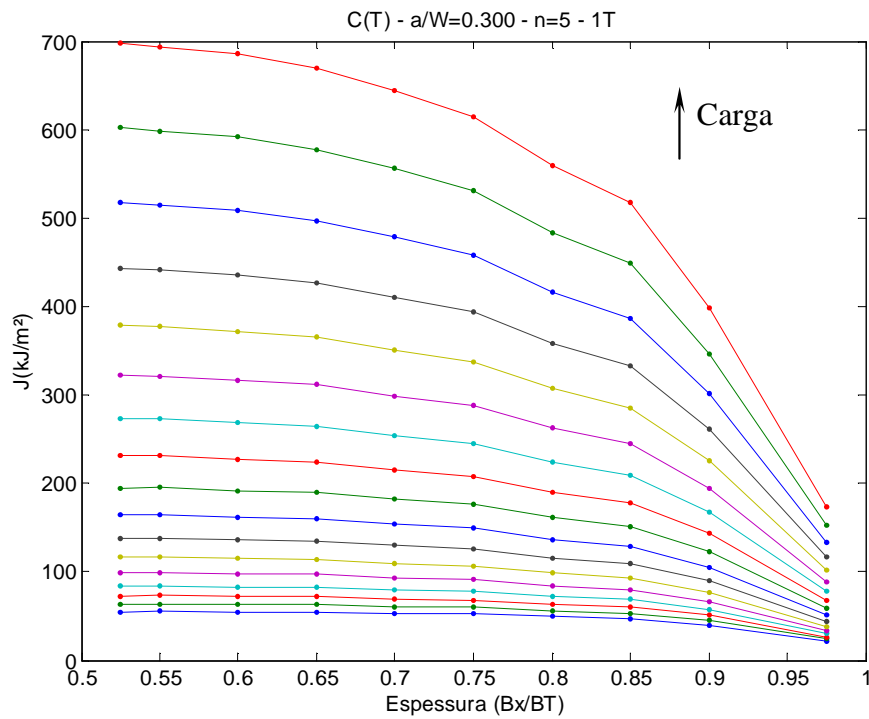


Figura 7.4 – Variação da integral J ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,3$

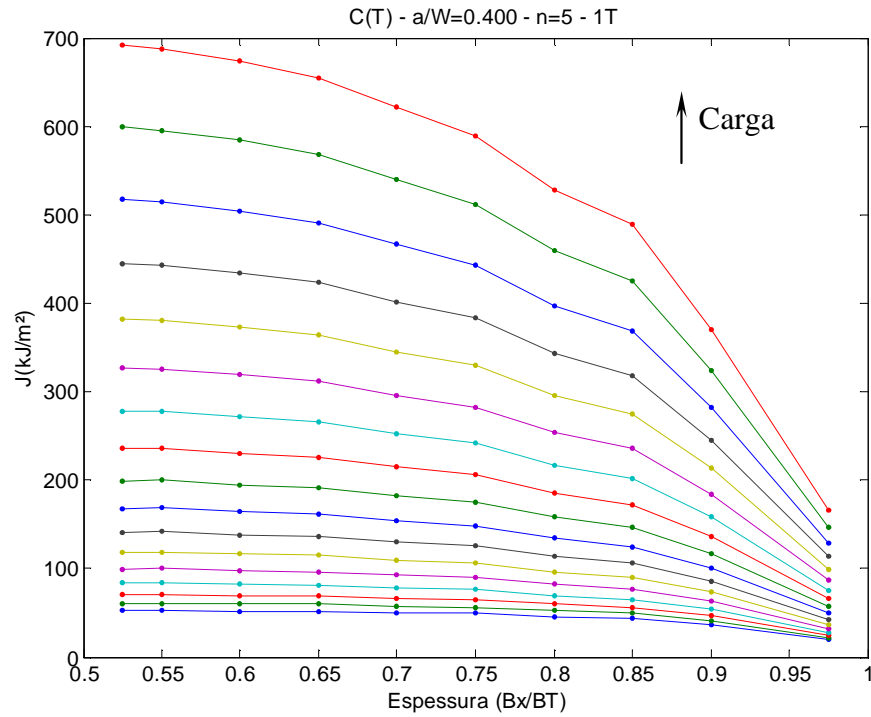


Figura 7.5 – Variação da integral J ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,4$

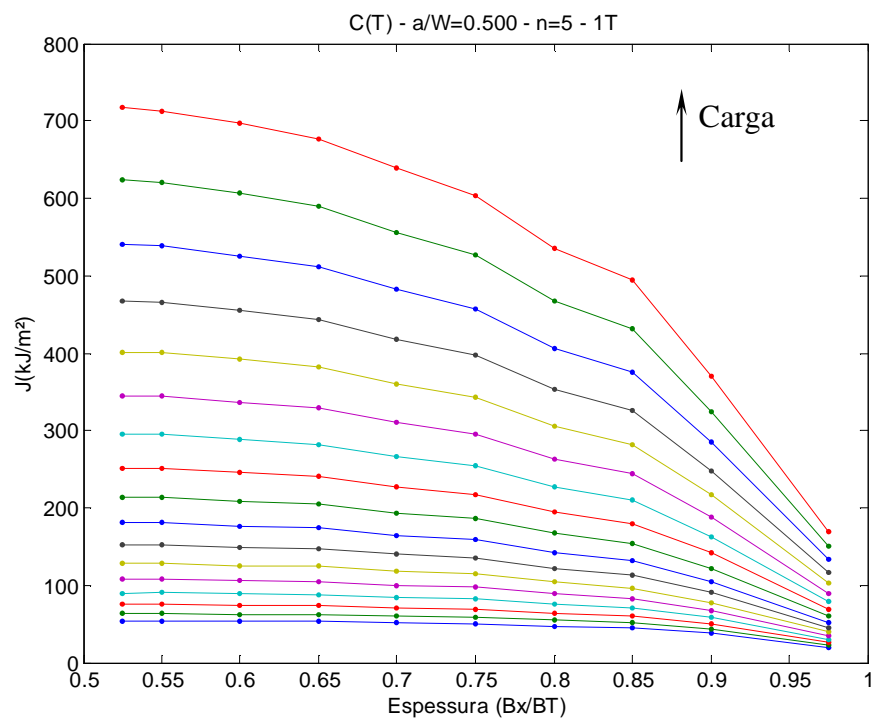


Figura 7.6 – Variação da integral J ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,5$

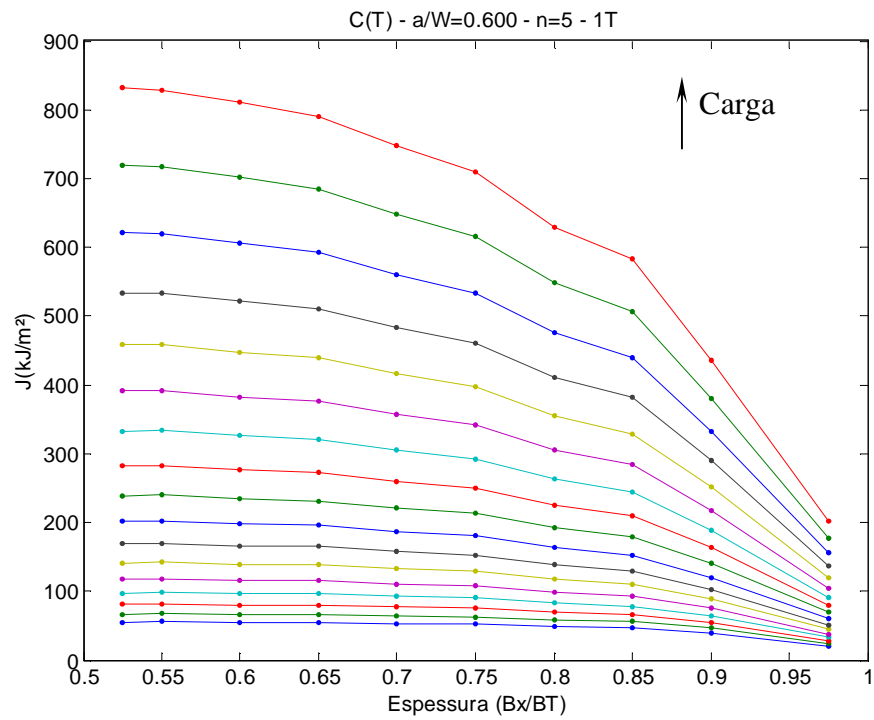


Figura 7.7 – Variação da integral J ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,6$

Anexo VI: Variação do Parâmetro Q para Corpos-de-prova C(T)

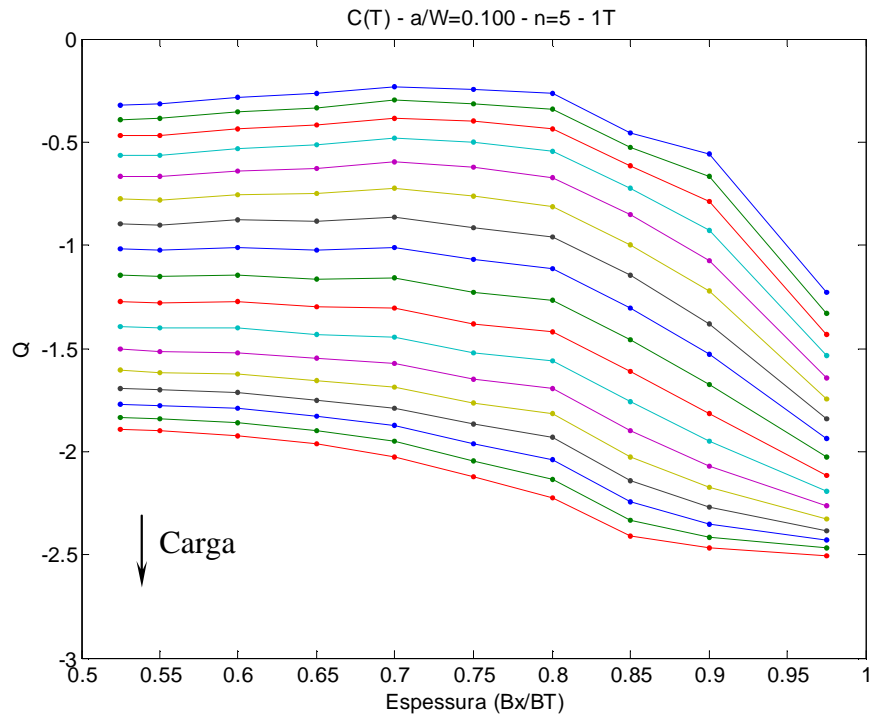


Figura 7.8 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,1$

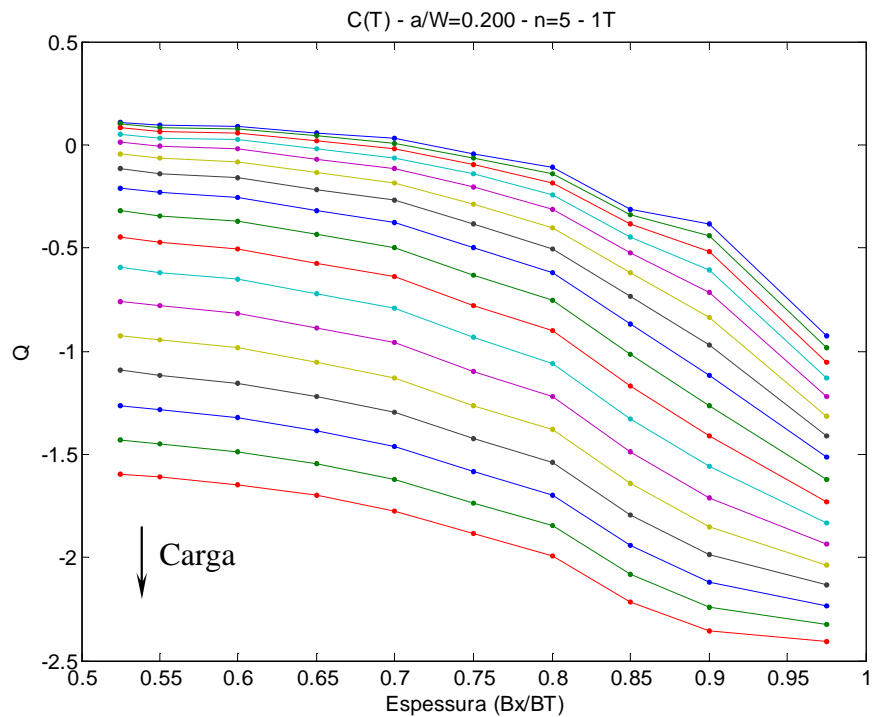


Figura 7.9 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,2$

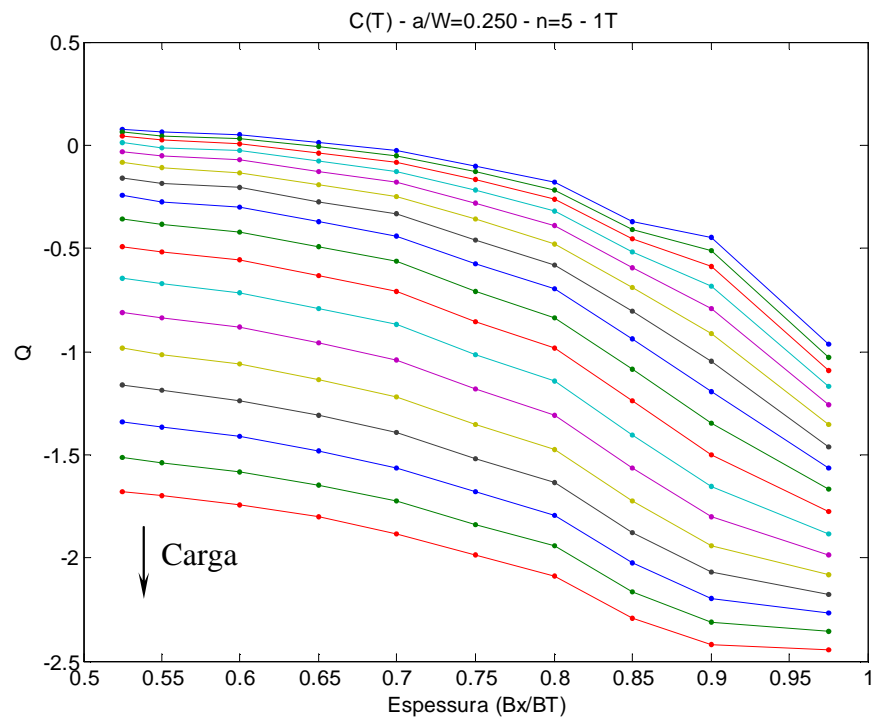


Figura 7.10 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,25$

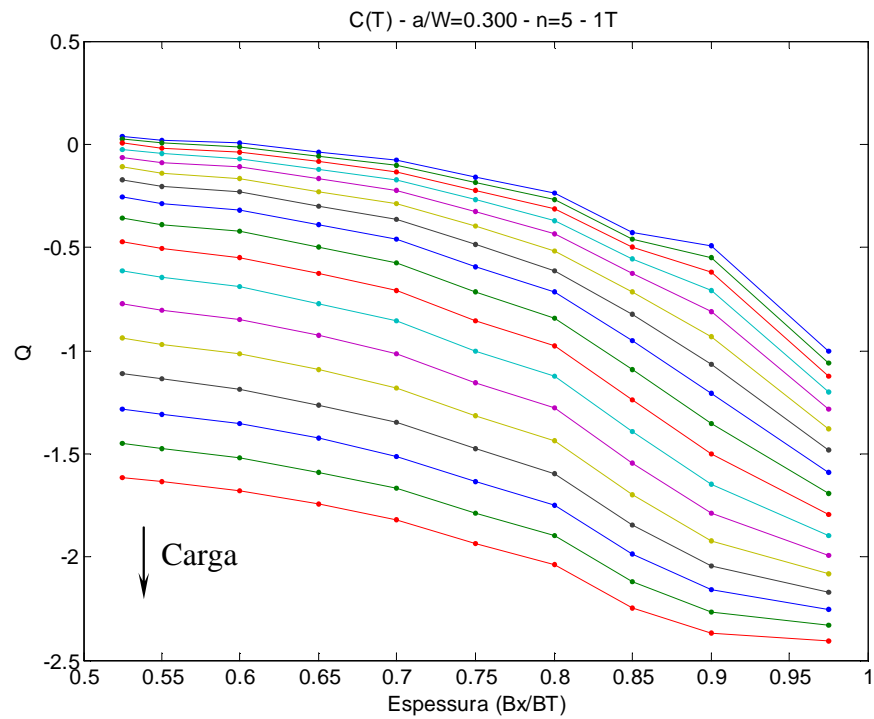


Figura 7.11 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,3$

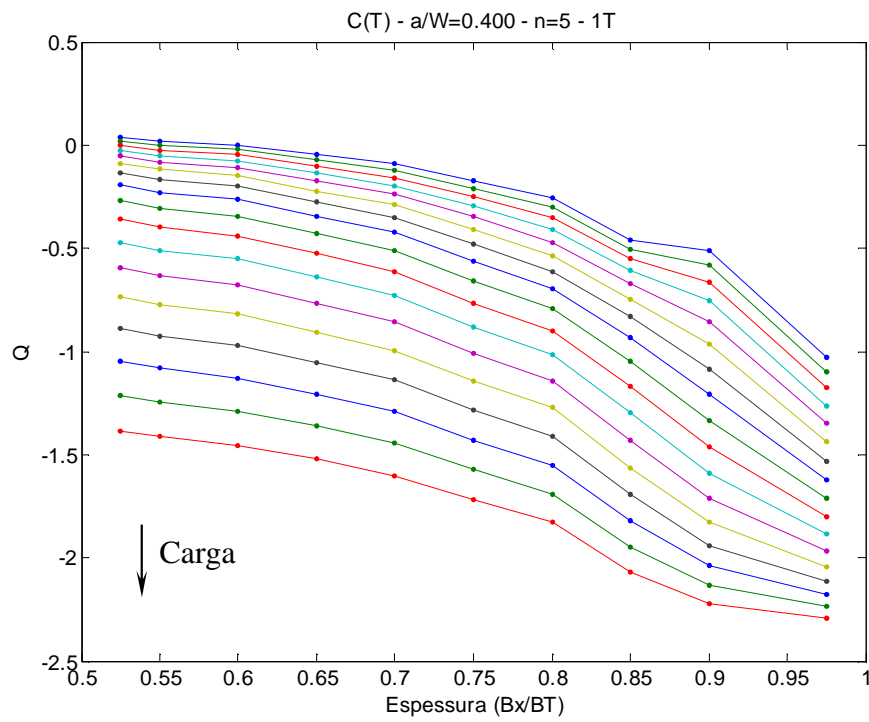


Figura 7.12 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,4$

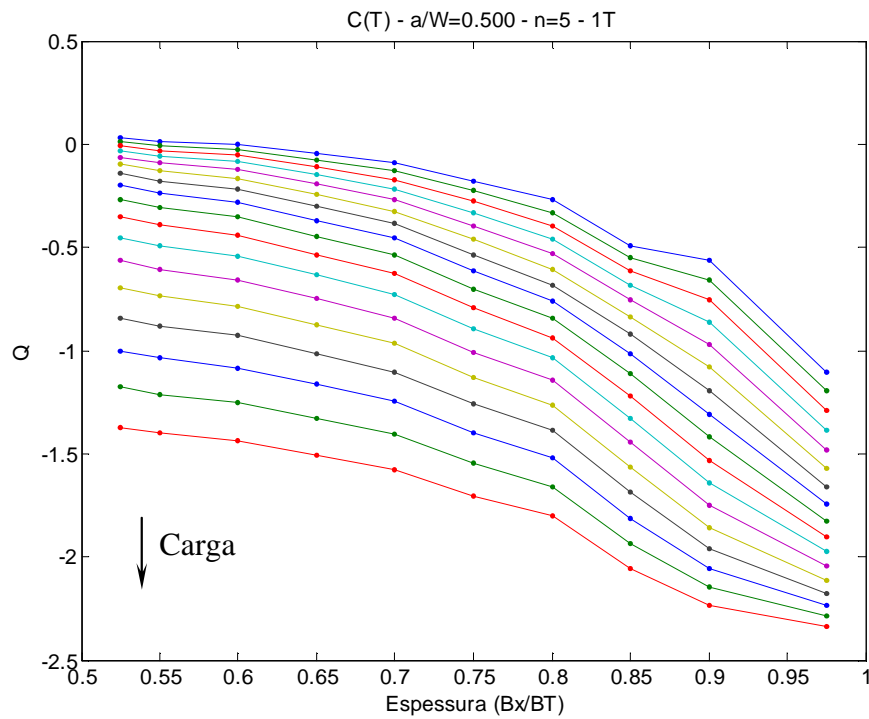


Figura 7.13 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,5$

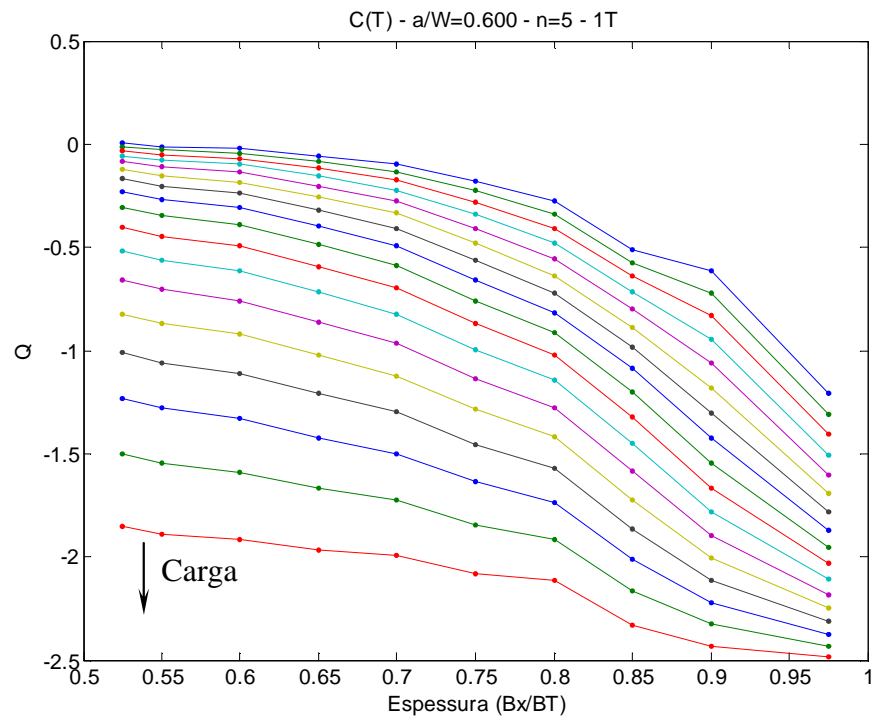


Figura 7.14 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – C(T) – $a/W=0,6$

Anexo VII: Variação das Trajetórias $J-Q_A$ para Corpos-de-prova C(T)

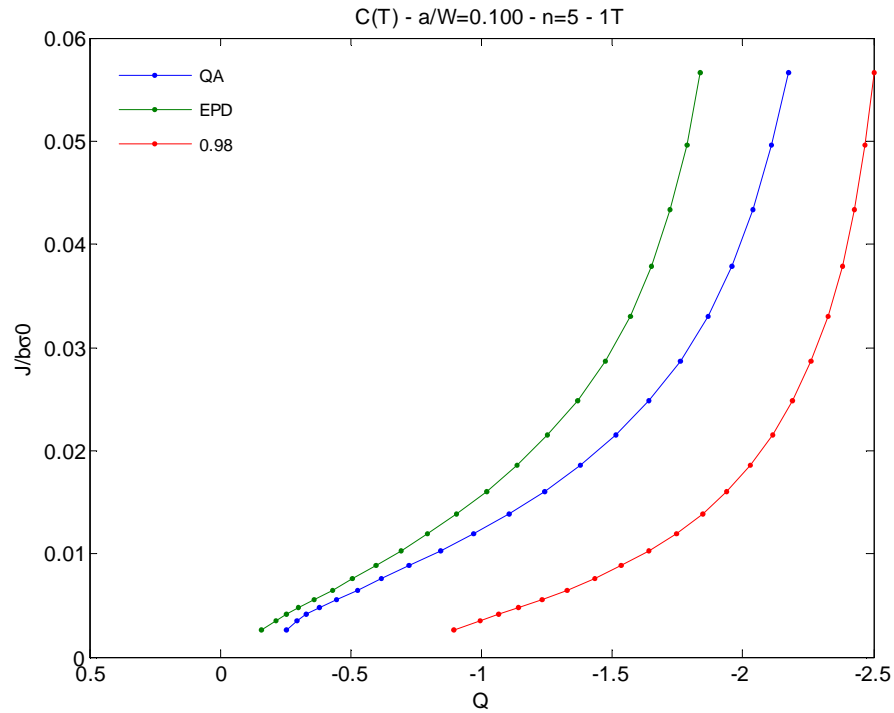


Figura 7.15 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,1$

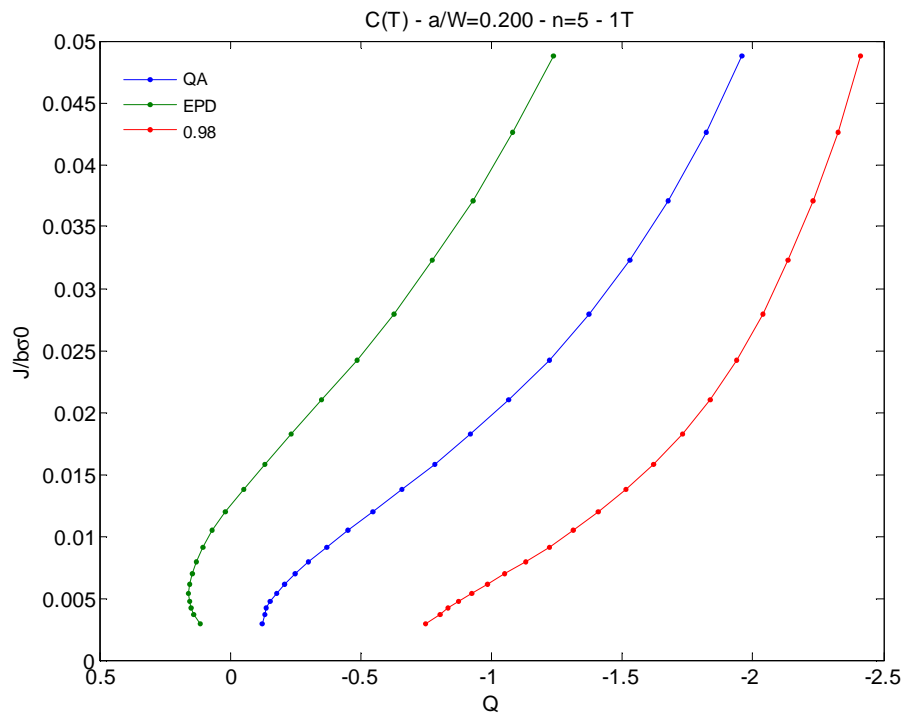


Figura 7.16 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,2$

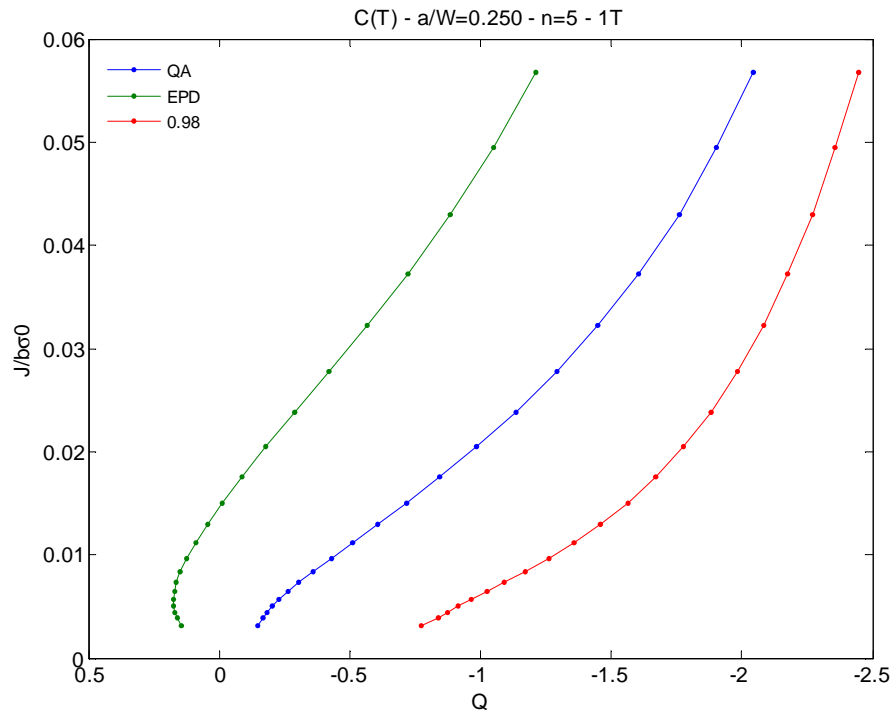


Figura 7.17 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,25$

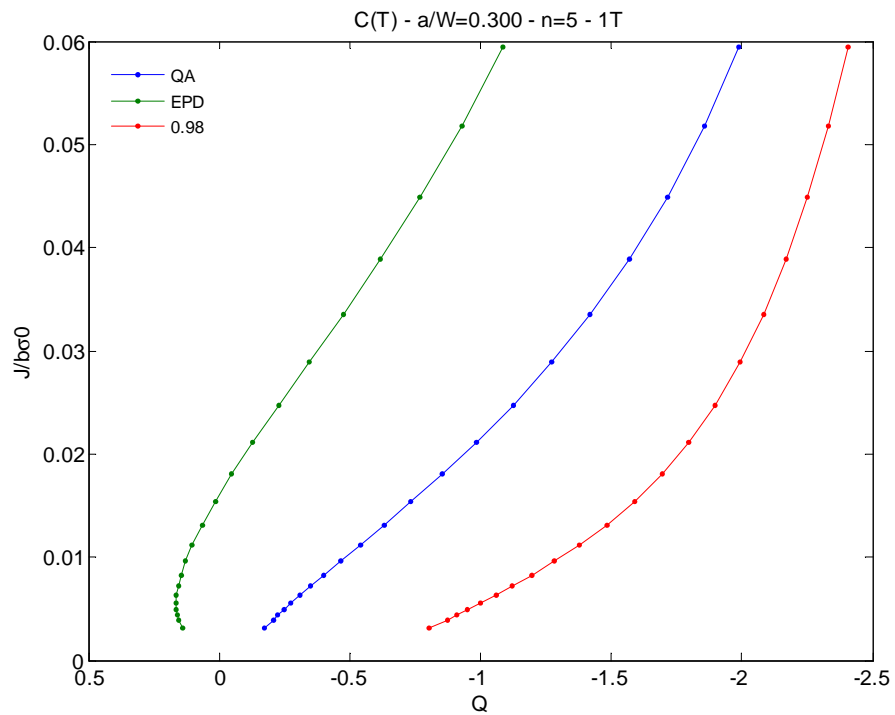


Figura 7.18 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,3$

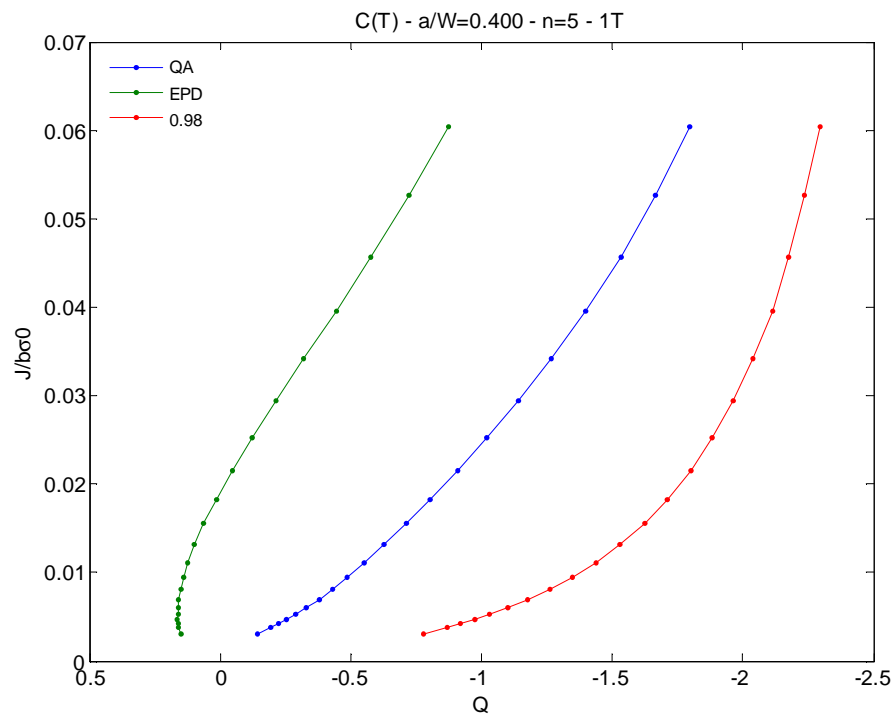


Figura 7.19 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,4$

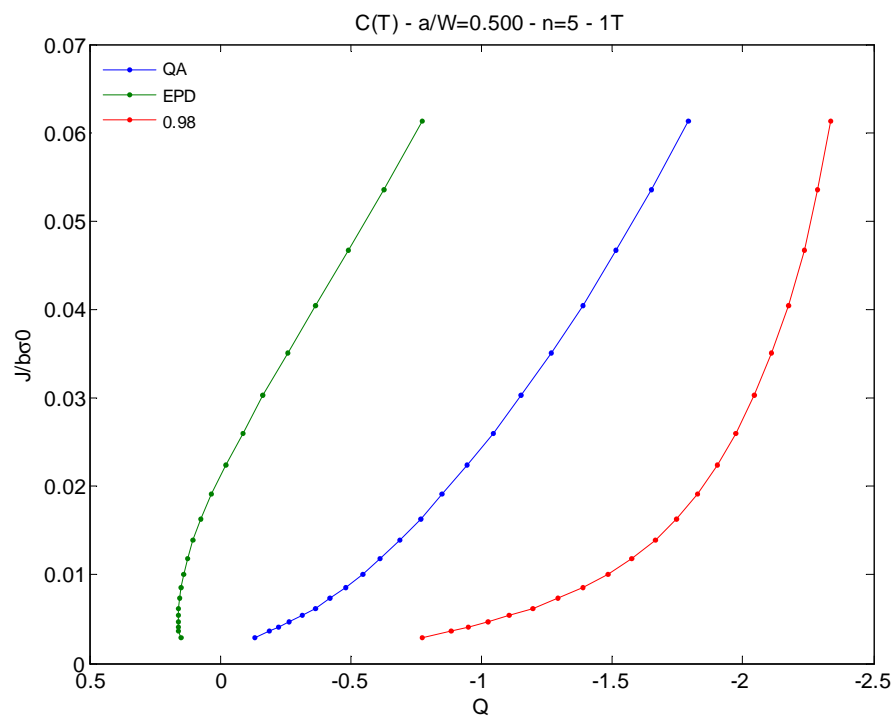


Figura 7.20 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,5$

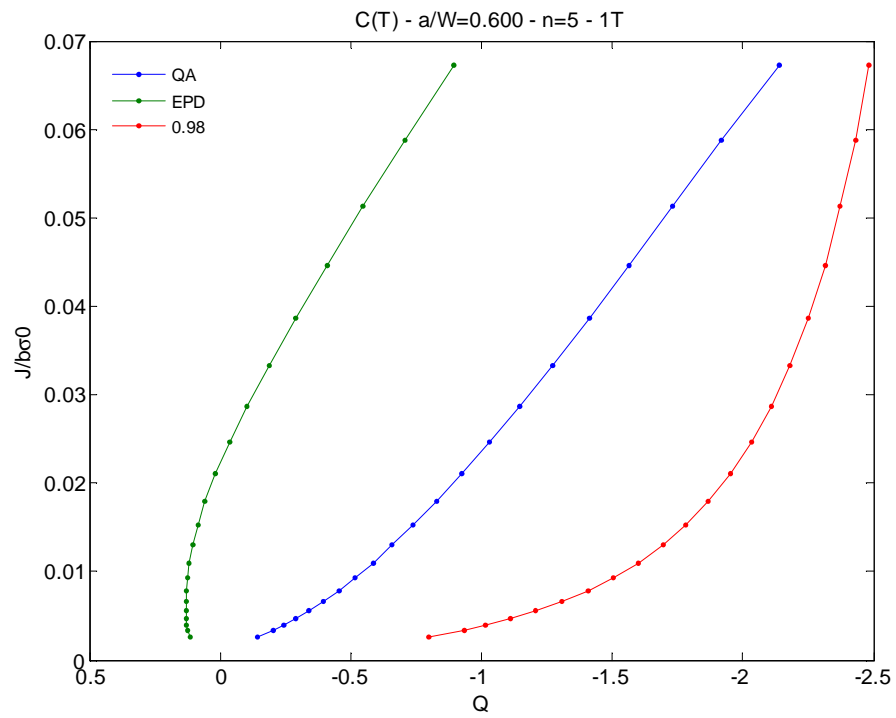


Figura 7.21 – Trajetórias $J-Q_A - C(T) - a/W=0,6$

Anexo VIII: Curva de Correção $J-Q_A$ para Corpos-de-prova C(T)

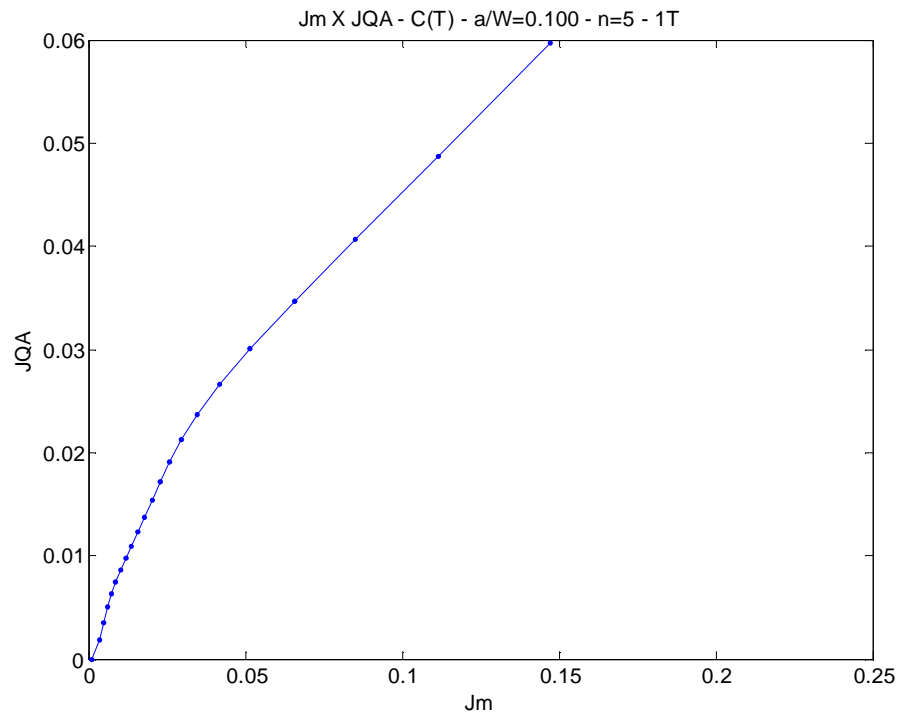


Figura 7.22 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,1$

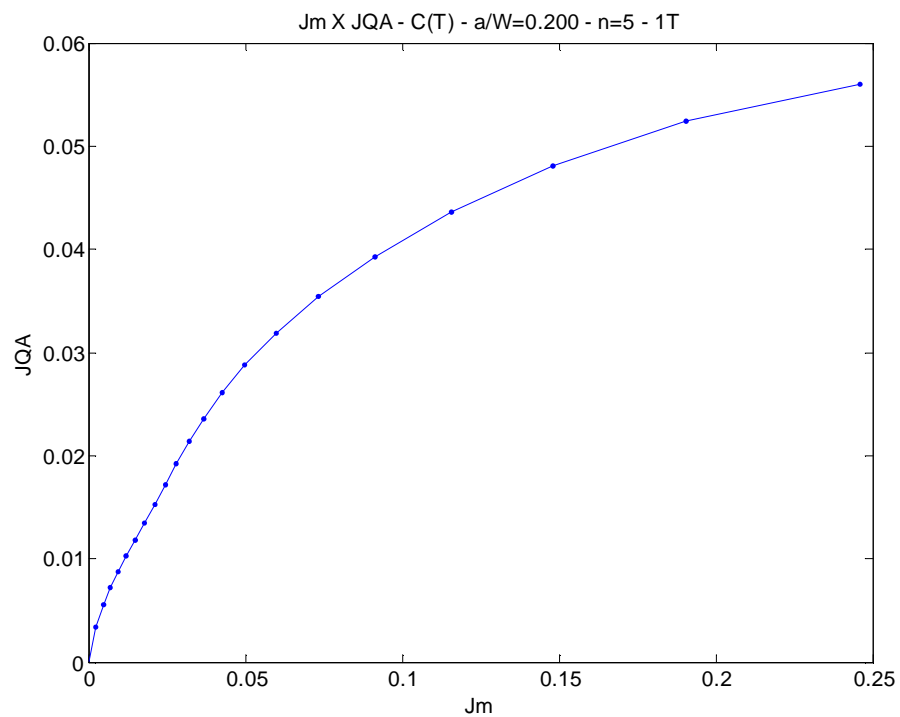


Figura 7.23 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,2$

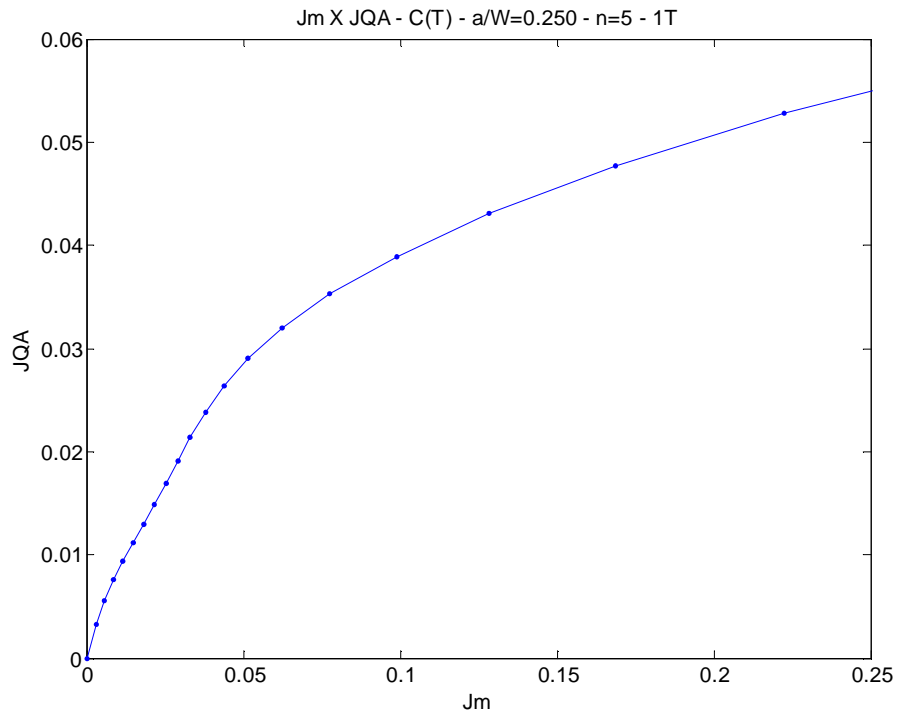


Figura 7.24 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,25$

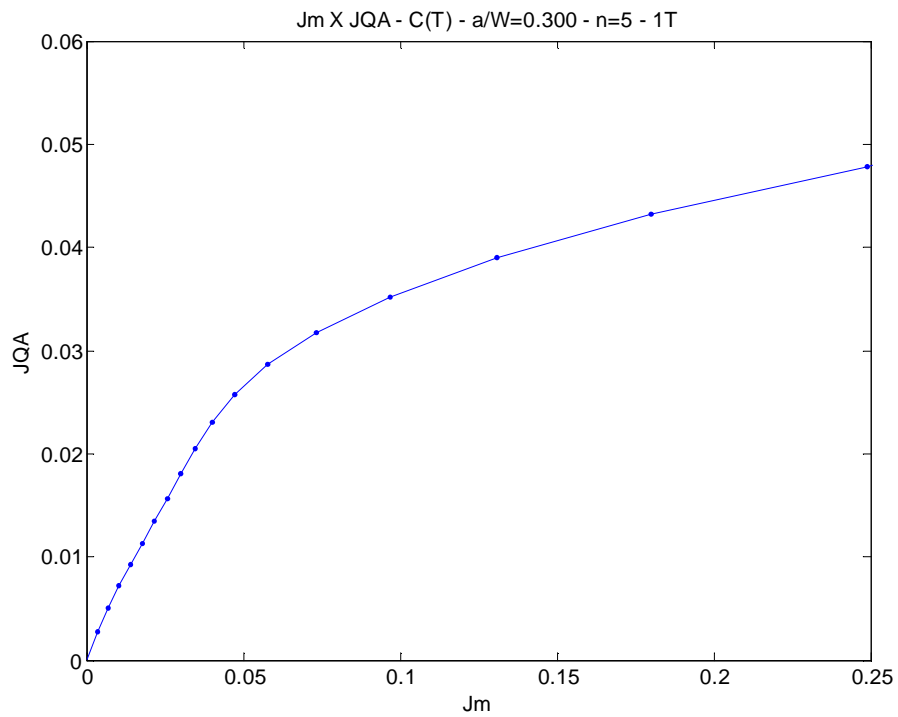


Figura 7.25 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,3$

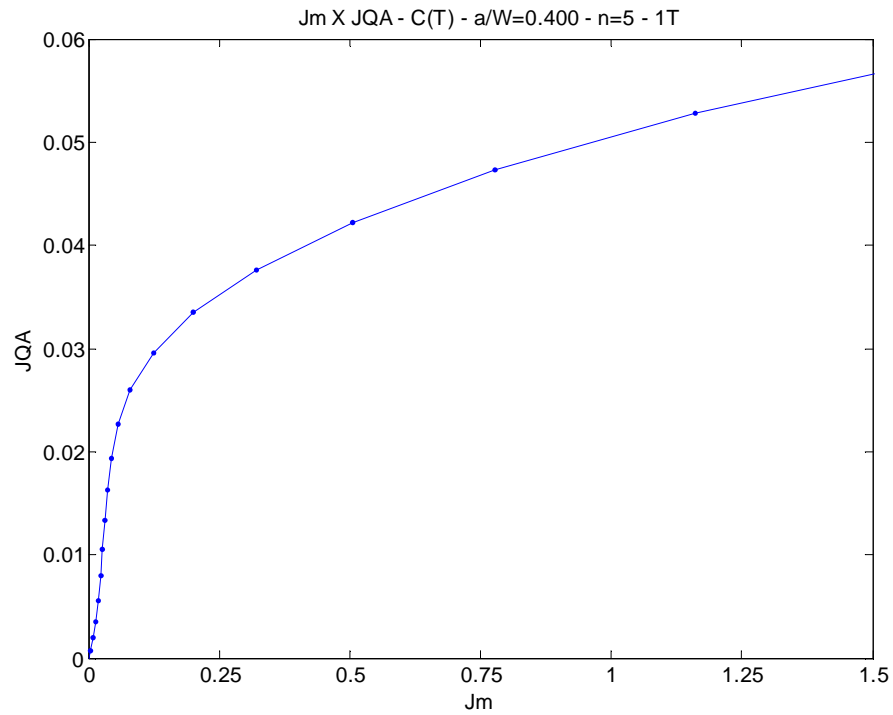


Figura 7.26 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,4$

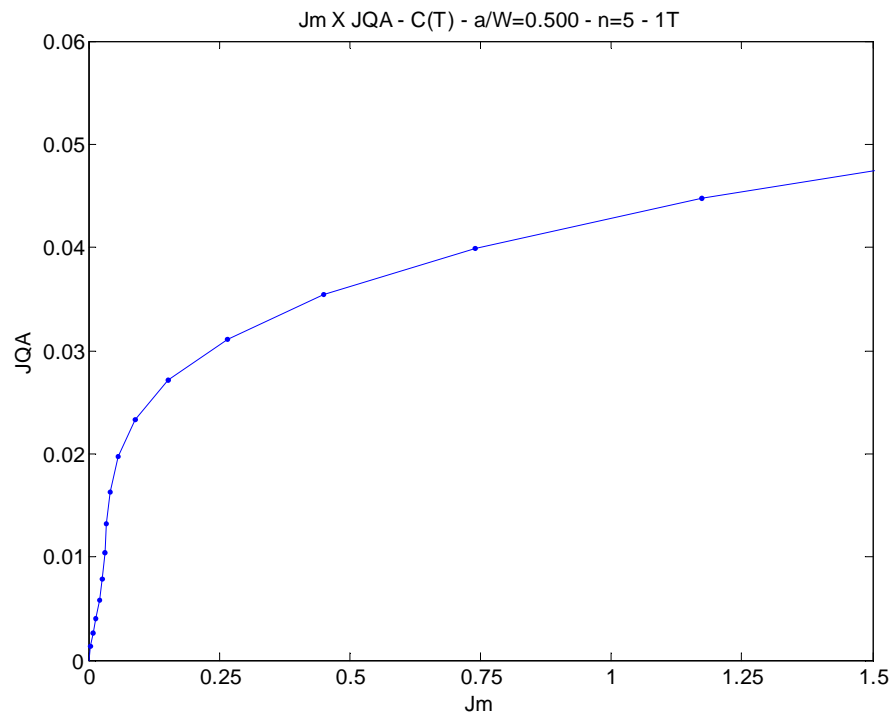


Figura 7.27 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,5$

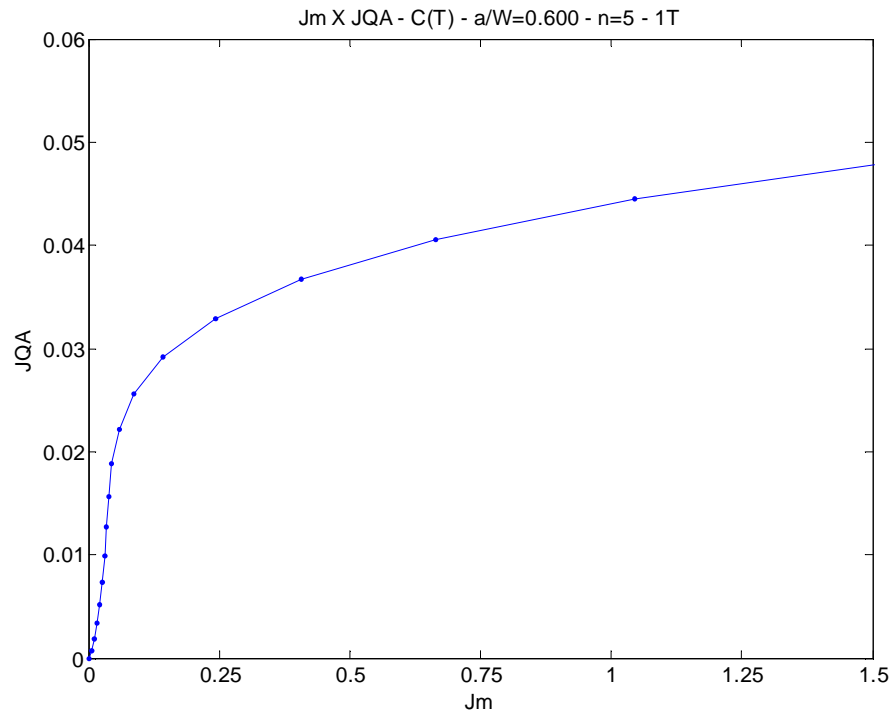


Figura 7.28 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - C(T) - a/W=0,6$

Anexo IX: Variação do Parâmetro Q para Corpos-de-prova SE(B)

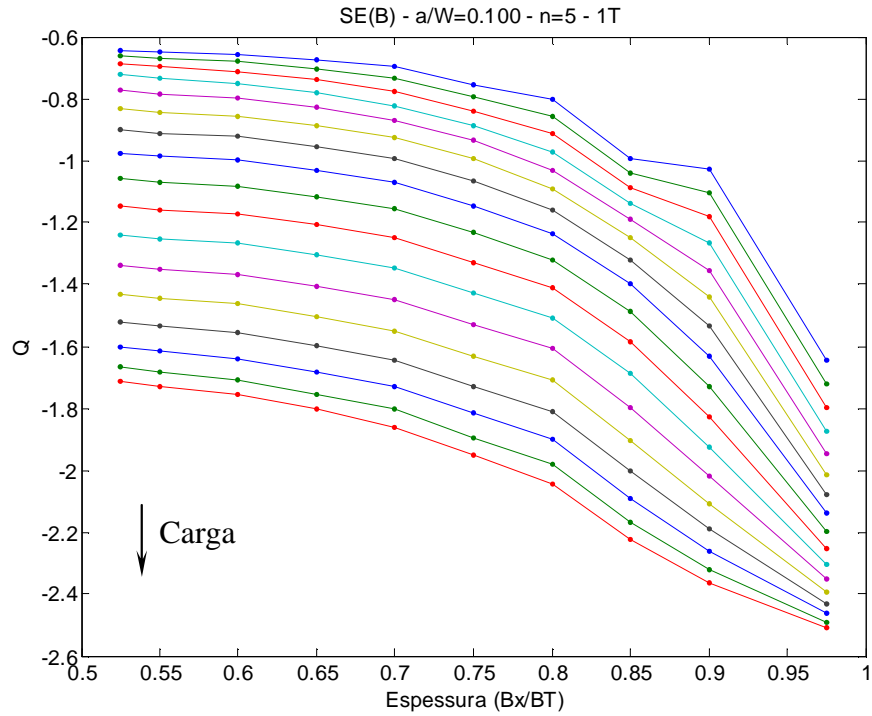


Figura 7.29 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,1$

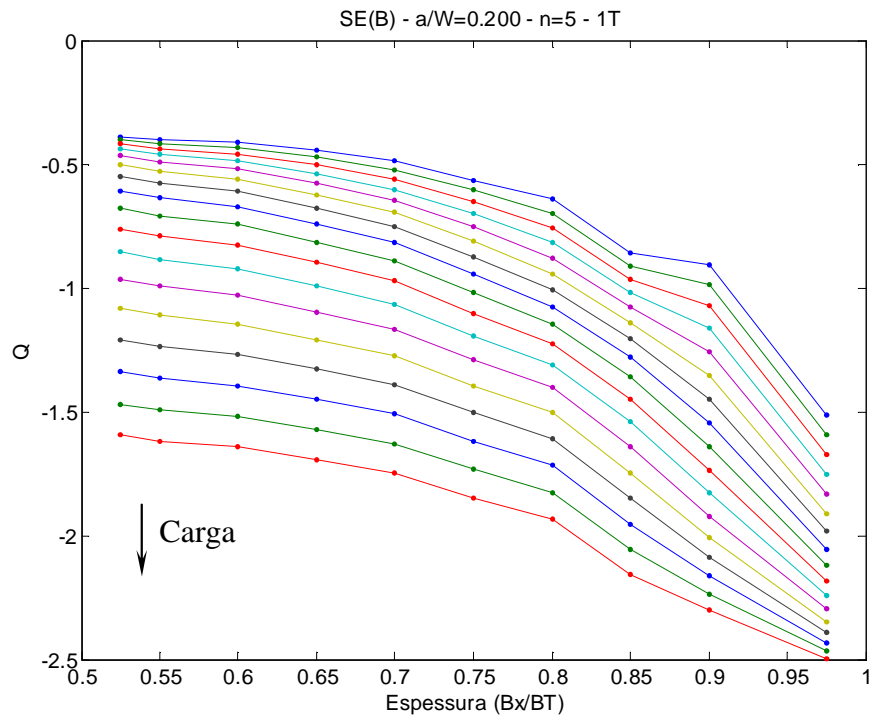


Figura 7.30 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,2$

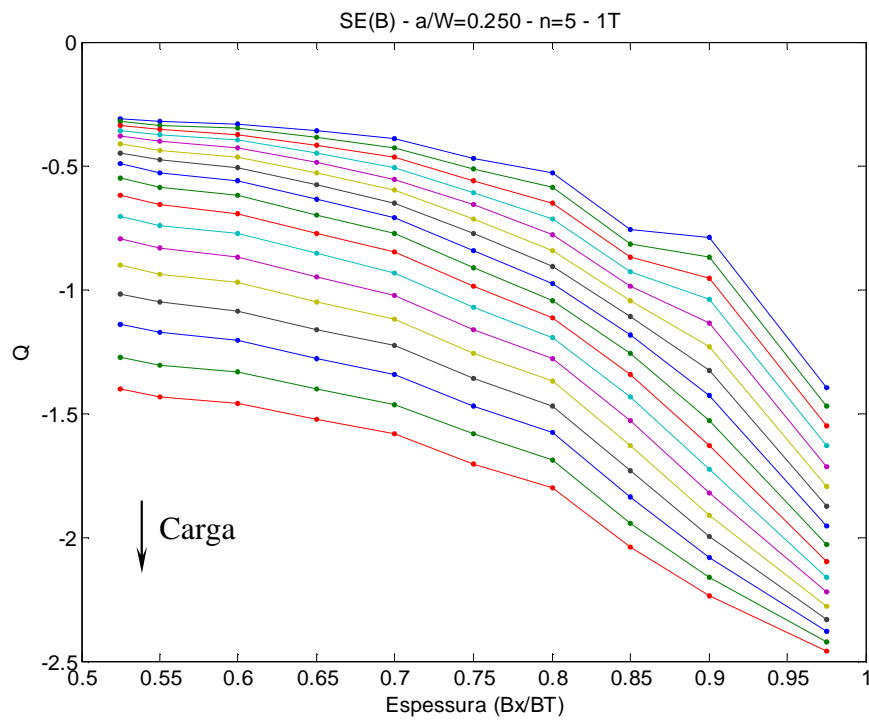


Figura 7.31 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,25$

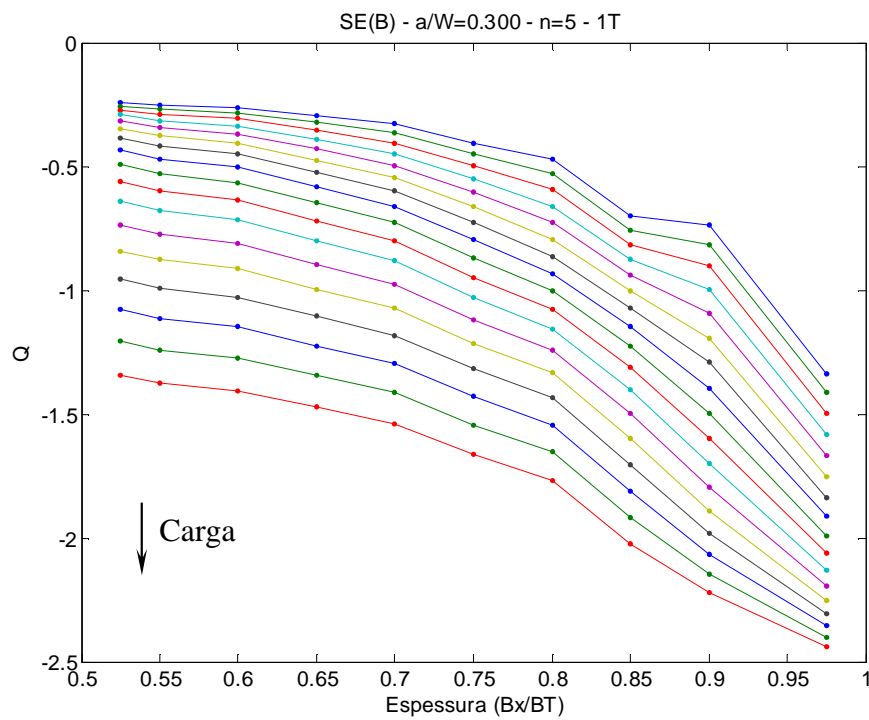


Figura 7.32 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,3$

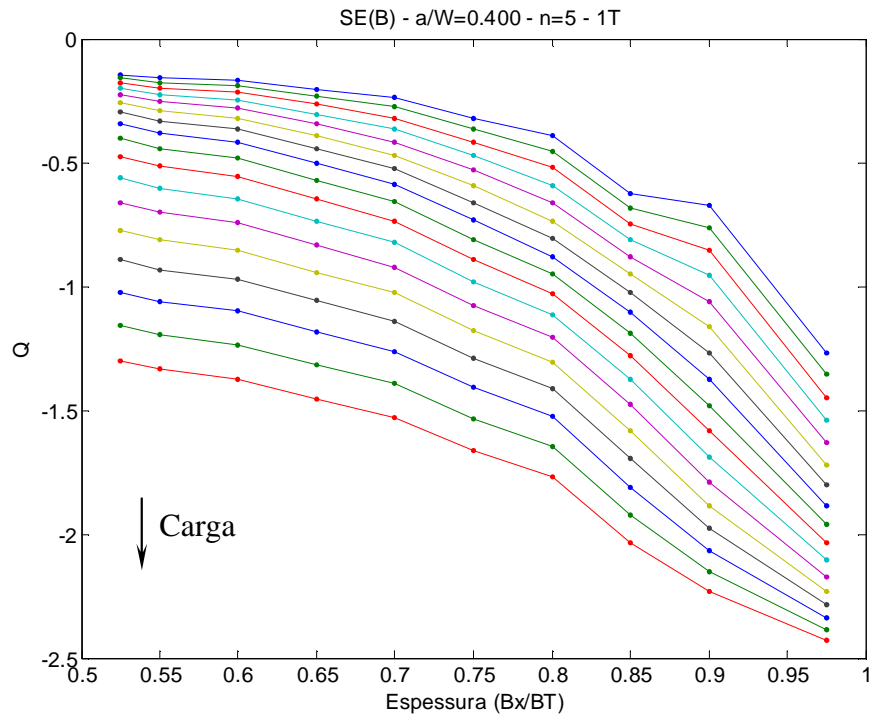


Figura 7.33 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,4$

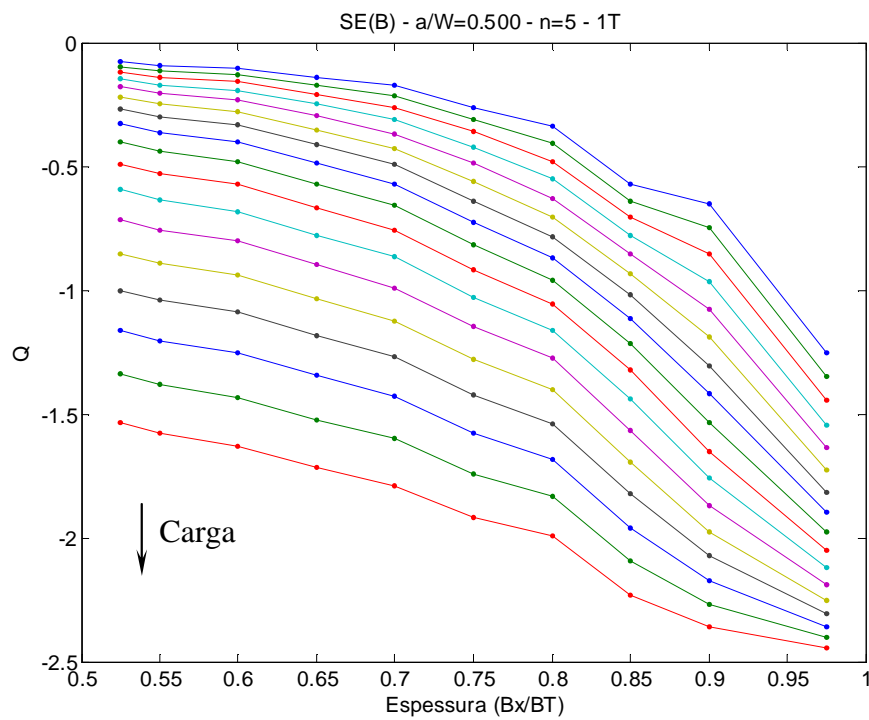


Figura 7.34 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,5$

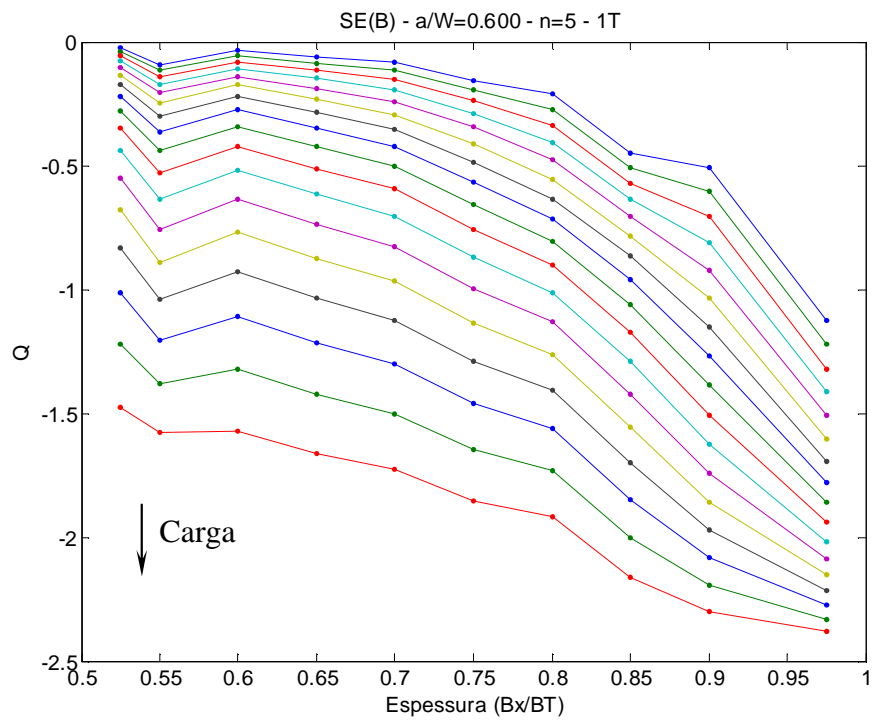


Figura 7.35 – Variação do parâmetro Q ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,6$

Anexo X: Variação da Integral J para Corpos-de-prova SE(B)

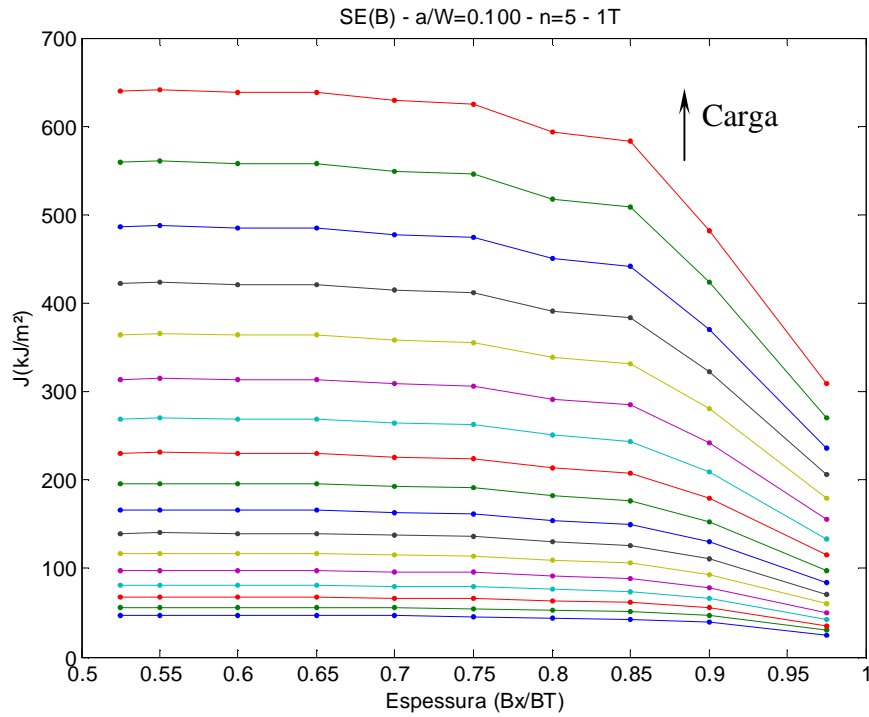


Figura 7.36 – Variação da integral J ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,1$

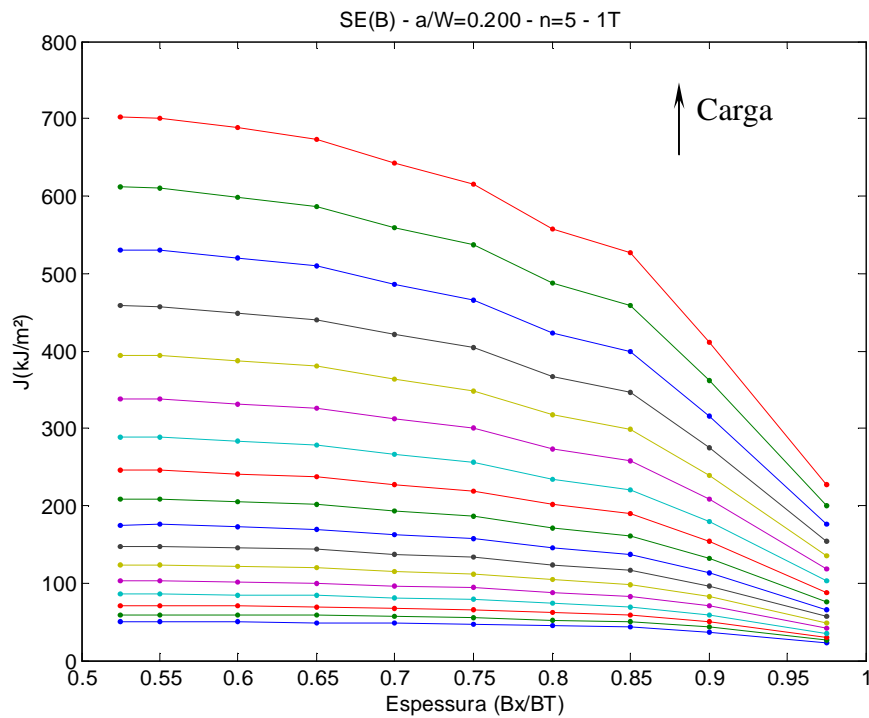


Figura 7.37 – Variação da integral J ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,2$

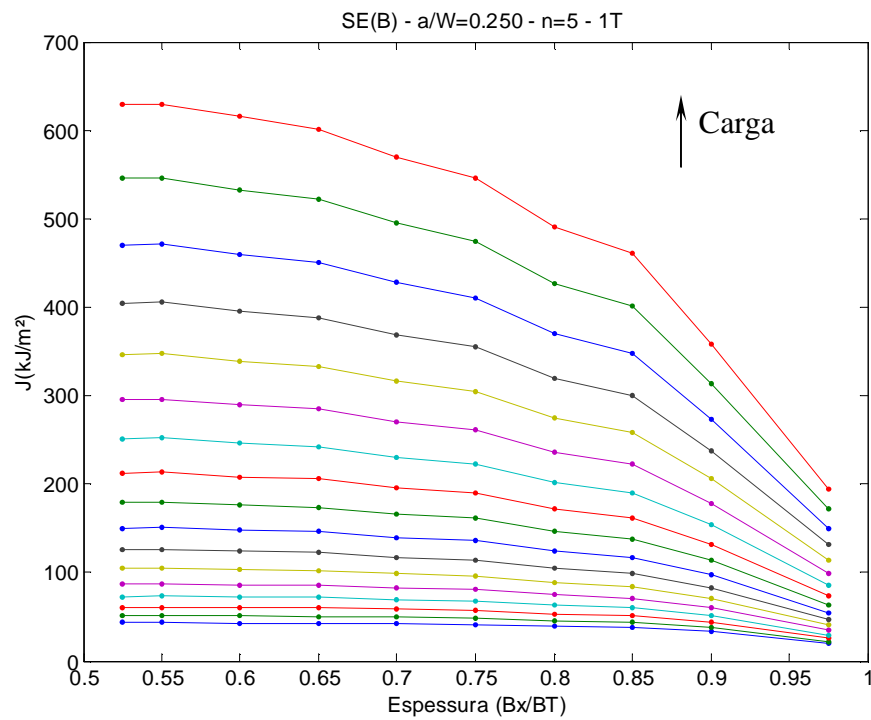


Figura 7.38 – Variação da integral J ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,25$

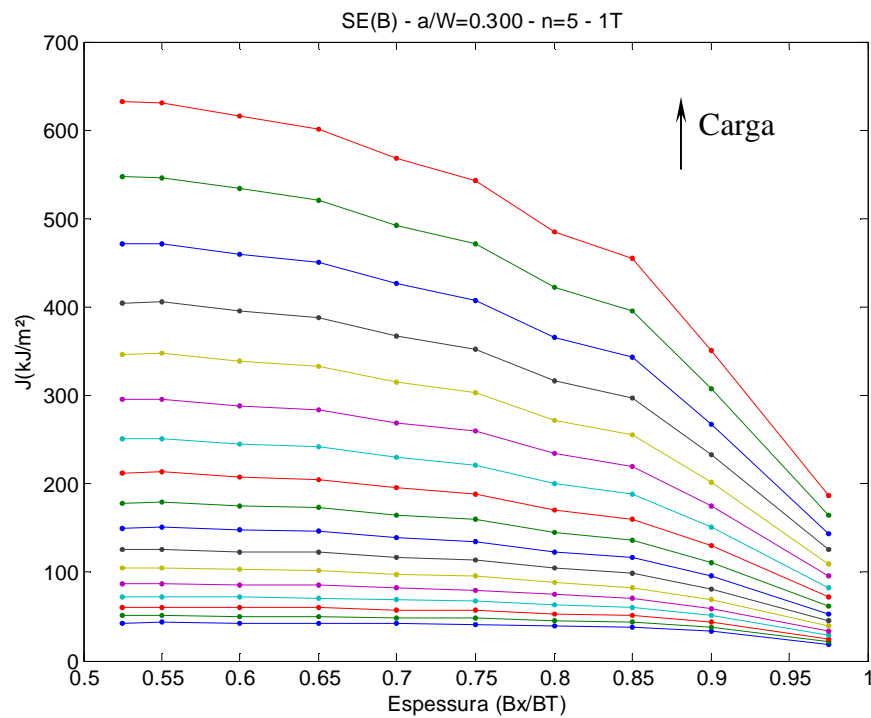


Figura 7.39 – Variação da integral J ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,3$

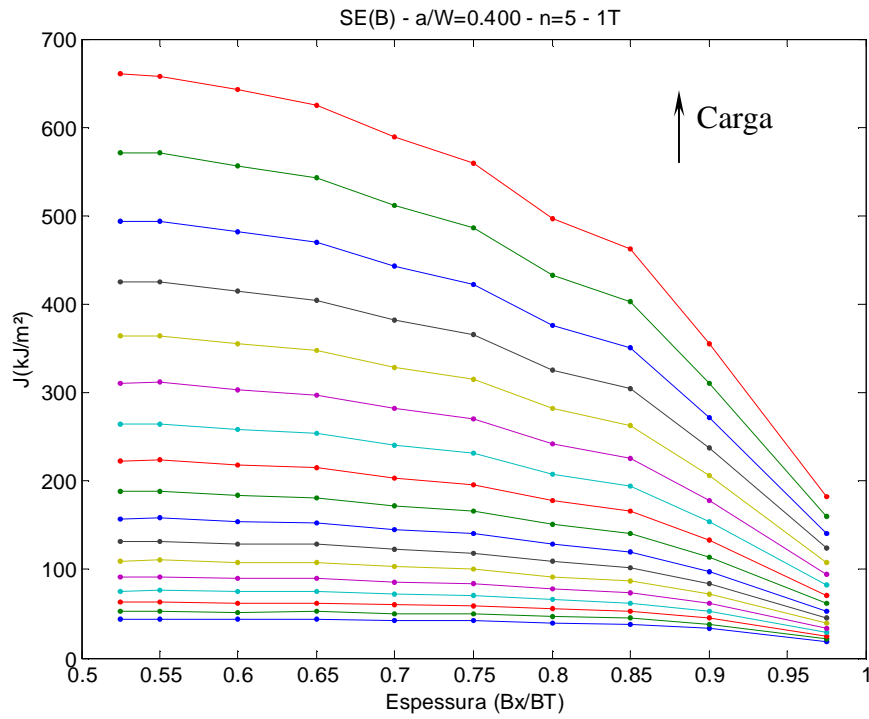


Figura 7.40 – Variação da integral J ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,4$

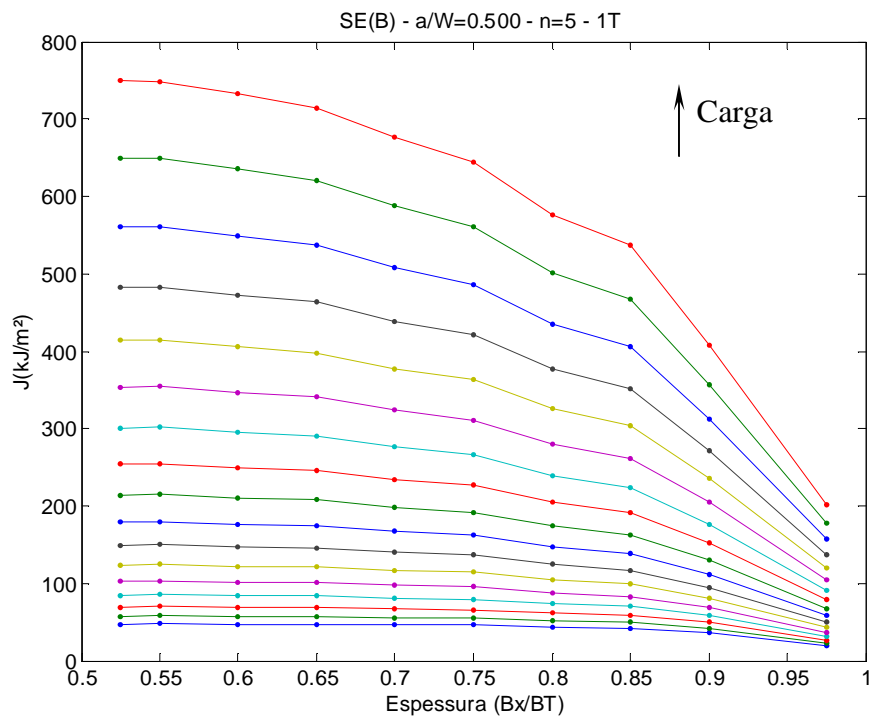


Figura 7.41 – Variação da integral J ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,5$

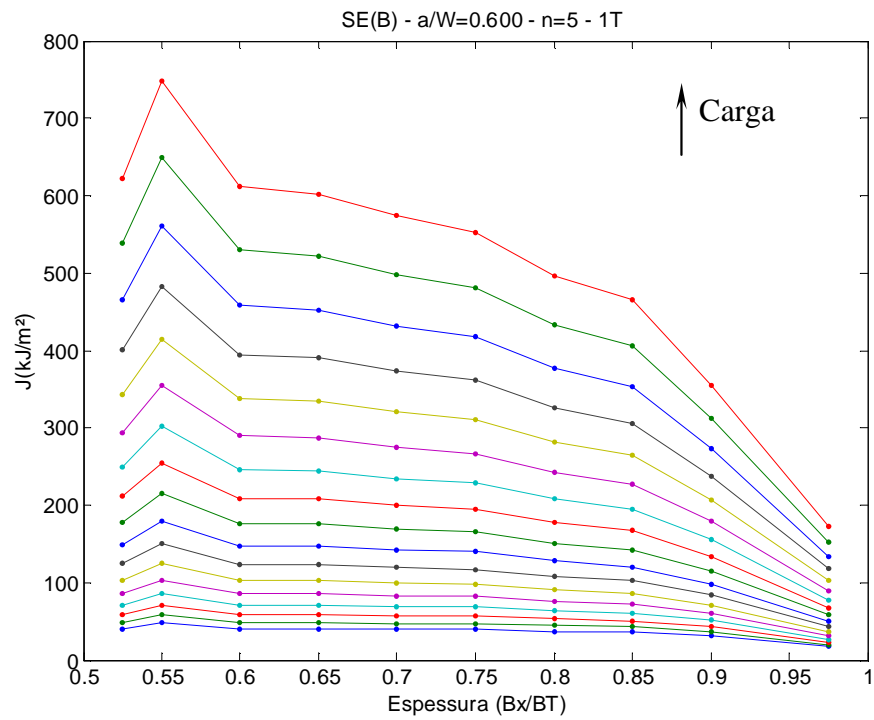


Figura 7.42 – Variação da integral J ao longo da espessura – SE(B) – $a/W=0,6$

Anexo XI: Variação das trajetórias $J-Q_A$ para Corpos-de-prova SE(B)

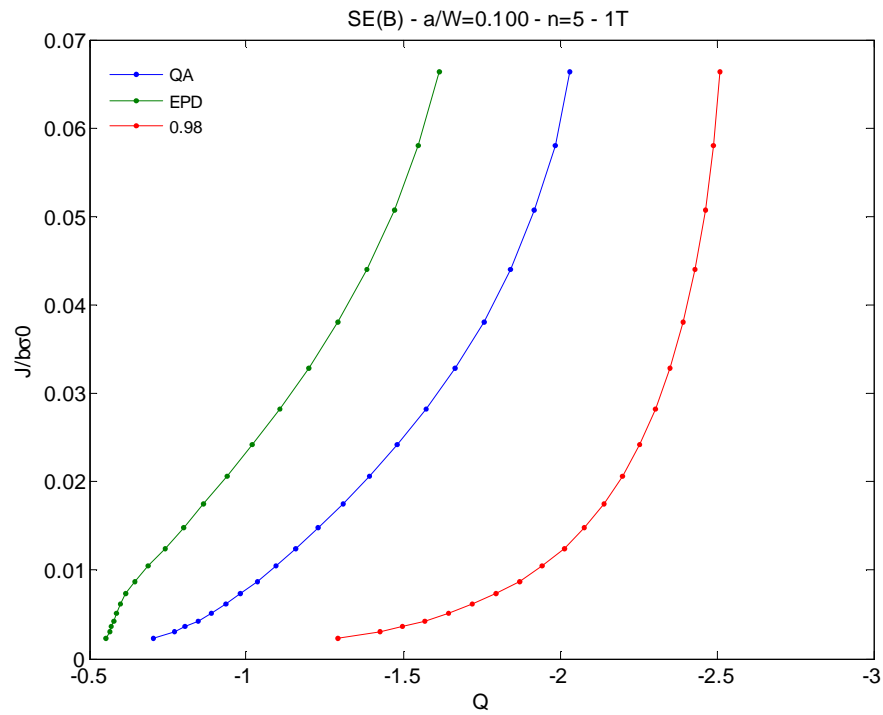


Figura 7.43 – Trajetórias $J-Q_A$ – SE(B) – $a/W=0,1$

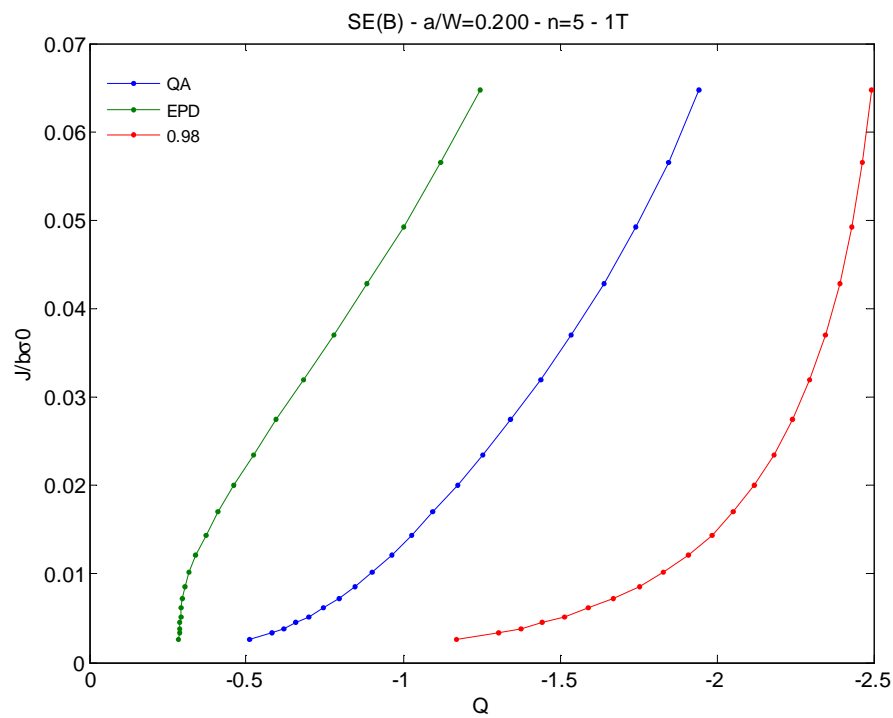


Figura 7.44 – Trajetórias $J-Q_A$ – SE(B) – $a/W=0,2$

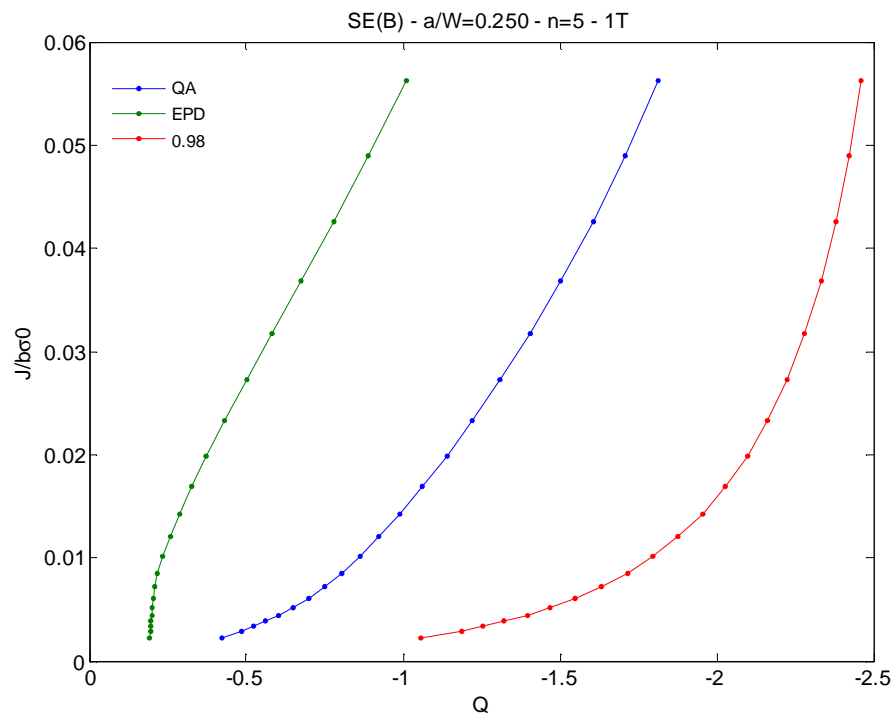


Figura 7.45 – Trajetórias $J-Q_A$ – SE(B) – $a/W=0,25$

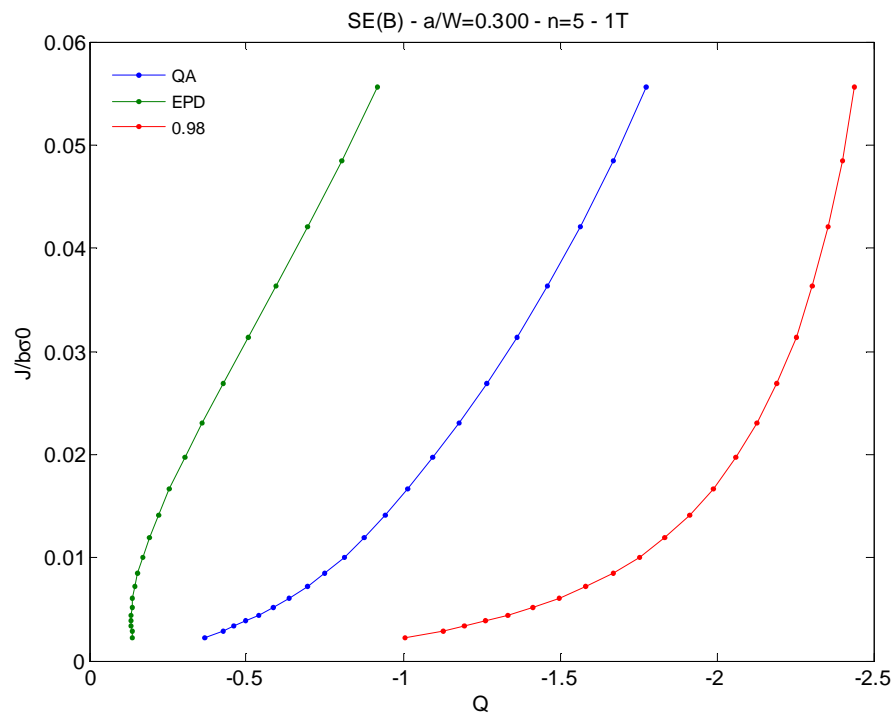


Figura 7.46 – Trajetórias $J-Q_A$ – SE(B) – $a/W=0,3$

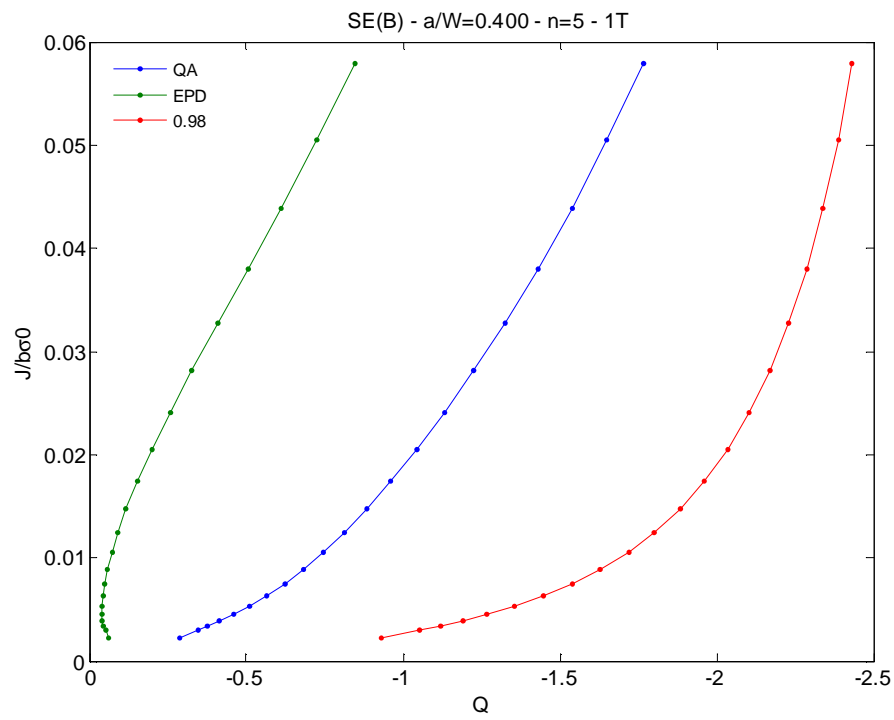


Figura 7.47 – Trajetórias $J-Q_A$ – SE(B) – $a/W=0,4$

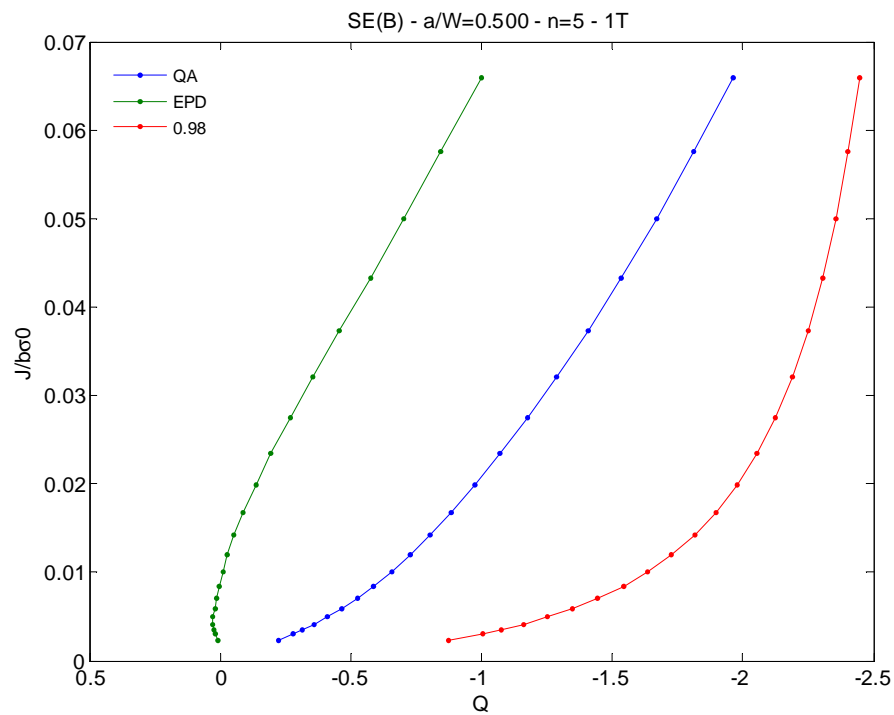


Figura 7.48 – Trajetórias $J-Q_A$ – SE(B) – $a/W=0,5$

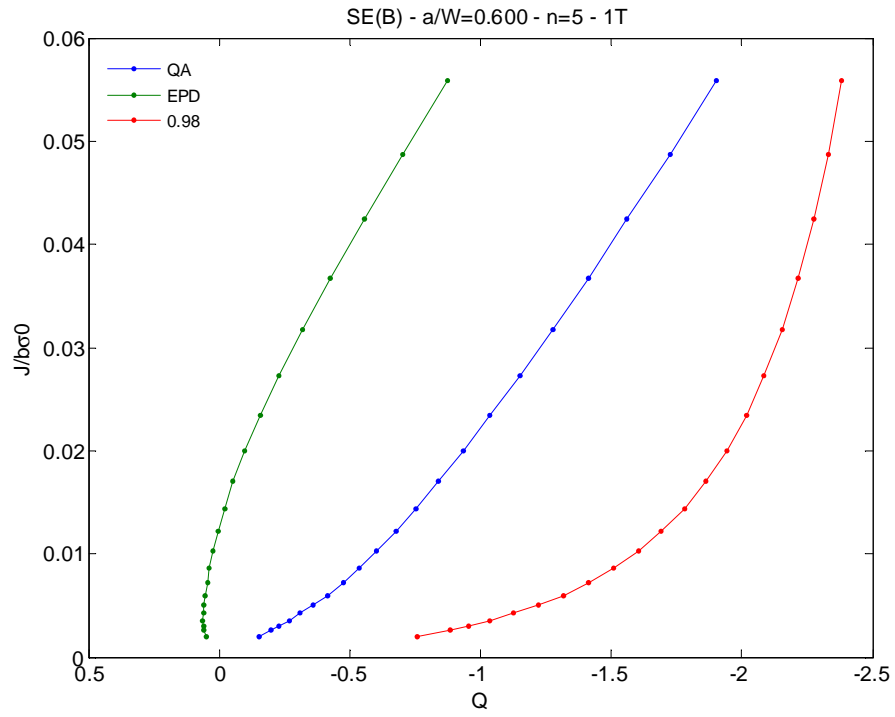


Figura 7.49 – Trajetórias $J-Q_A$ – SE(B) – $a/W=0,6$

Anexo XII: Curva de Correção $J-Q_A$ para Corpos-de-prova SE(B)

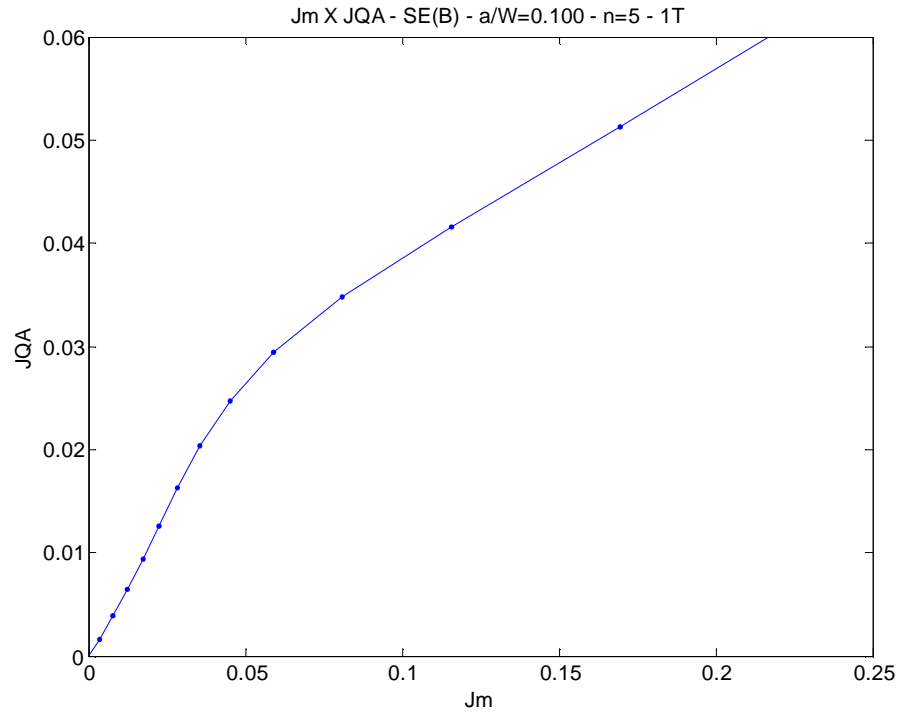


Figura 7.50 – Curva de correção de J baseado no parâmetro Q_A – SE(B) – $a/W=0,1$

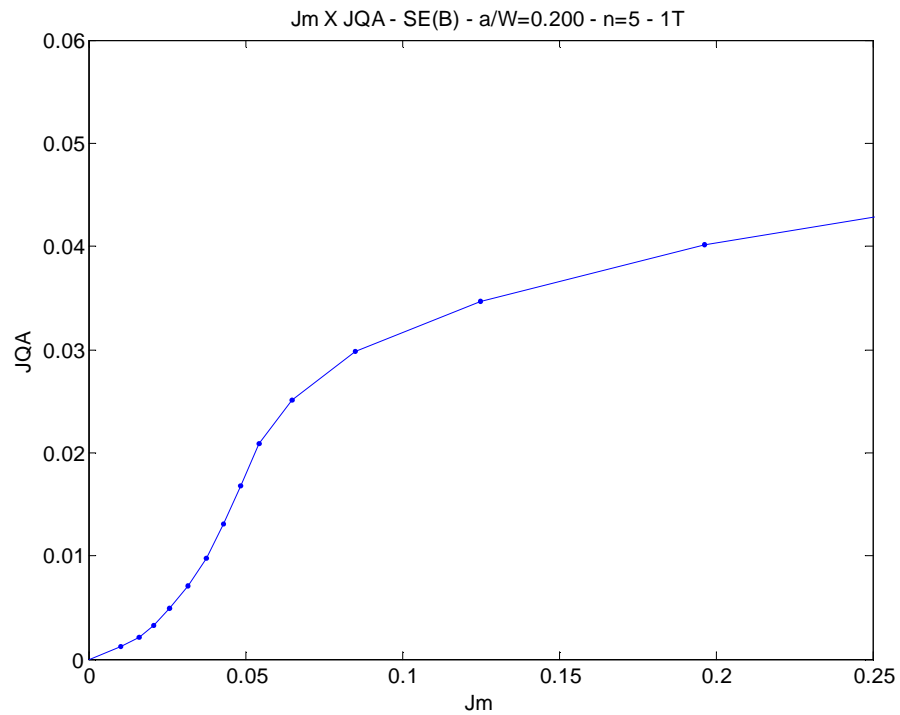


Figura 7.51 – Curva de correção de J baseado no parâmetro Q_A – SE(B) – $a/W=0,2$

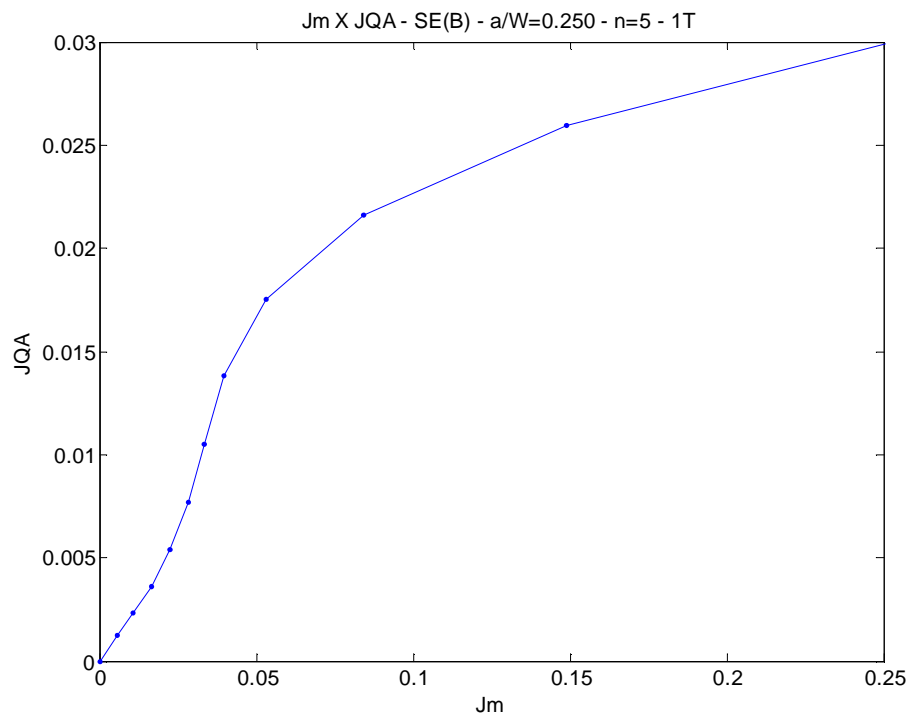


Figura 7.52 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - SE(B) - a/W=0,25$

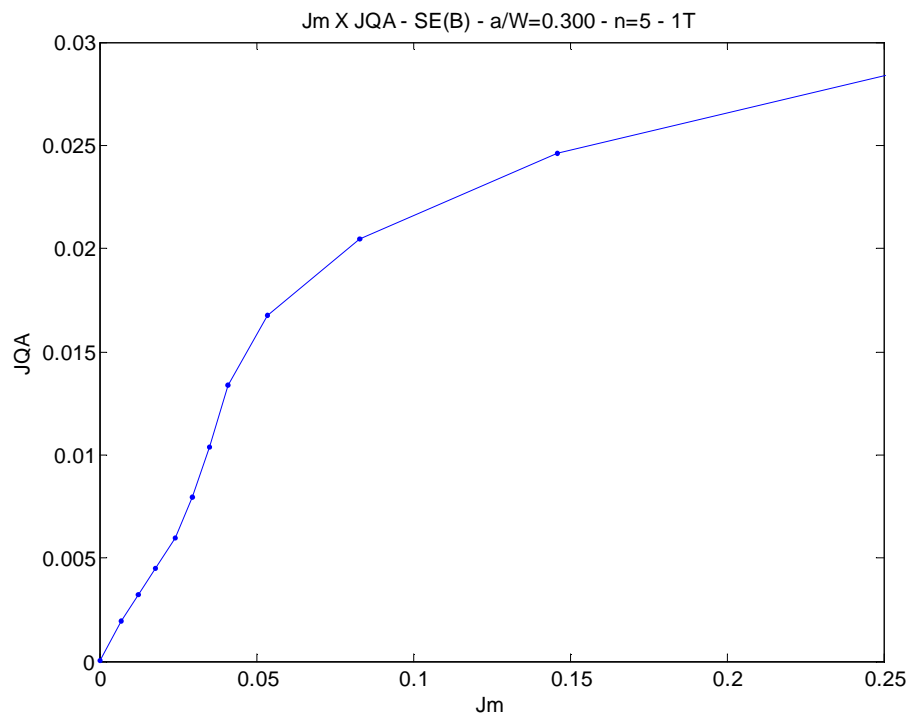


Figura 7.53 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - SE(B) - a/W=0,3$

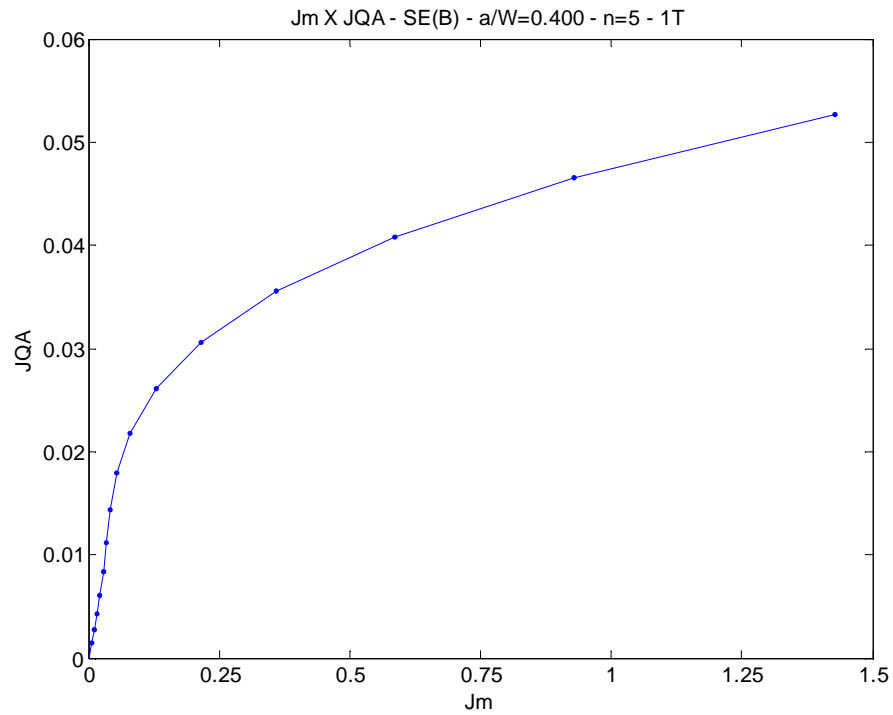


Figura 7.54 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - SE(B) - a/W=0,4$

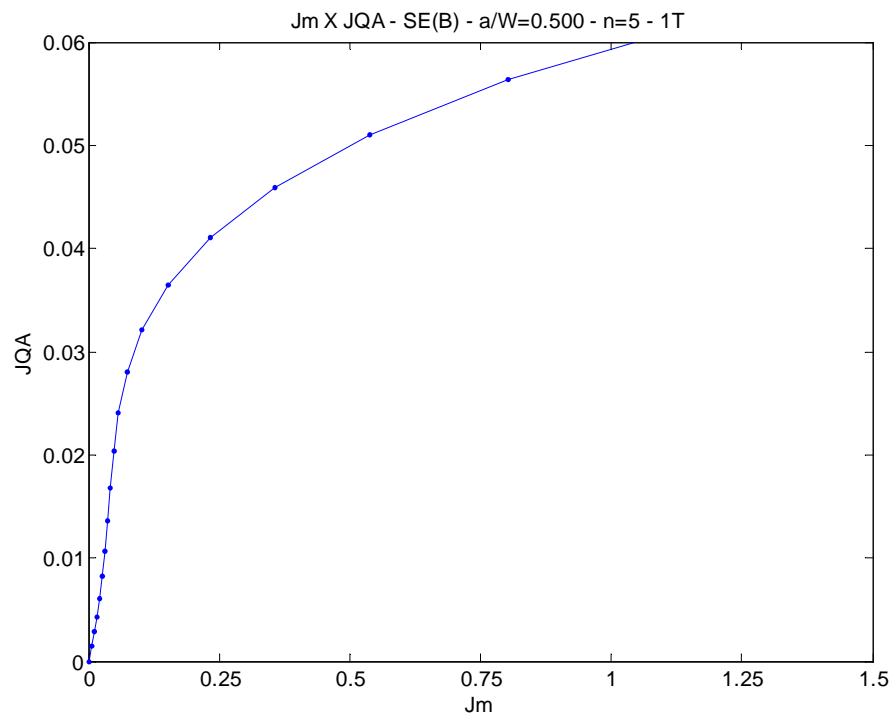


Figura 7.55 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - SE(B) - a/W=0,5$

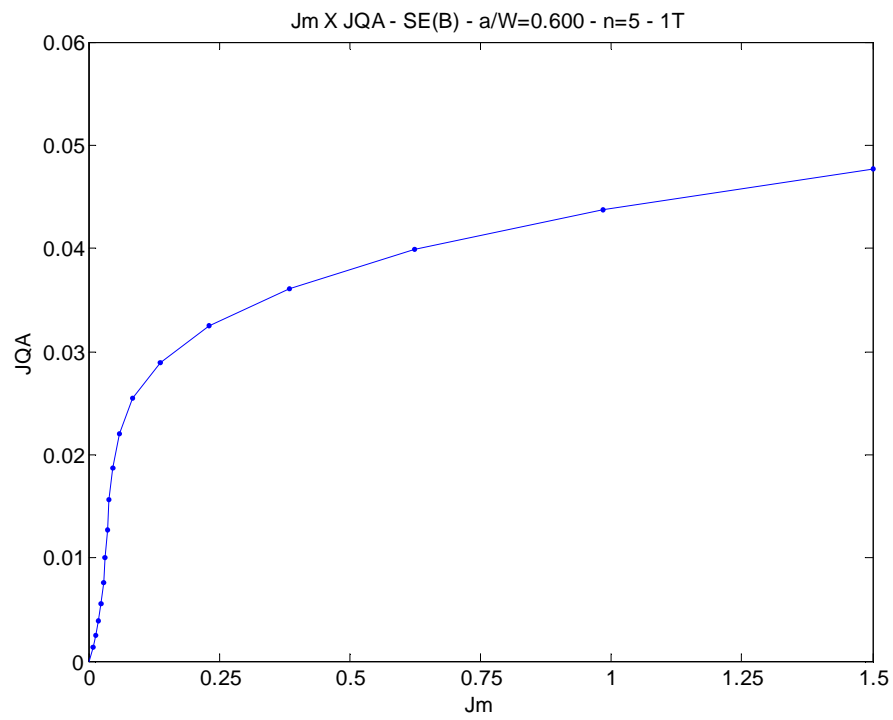


Figura 7.56 – Curva de correção de J baseado no parâmetro $Q_A - SE(B) - a/W=0,6$

Anexo XIII: Trajetórias $J-Q$

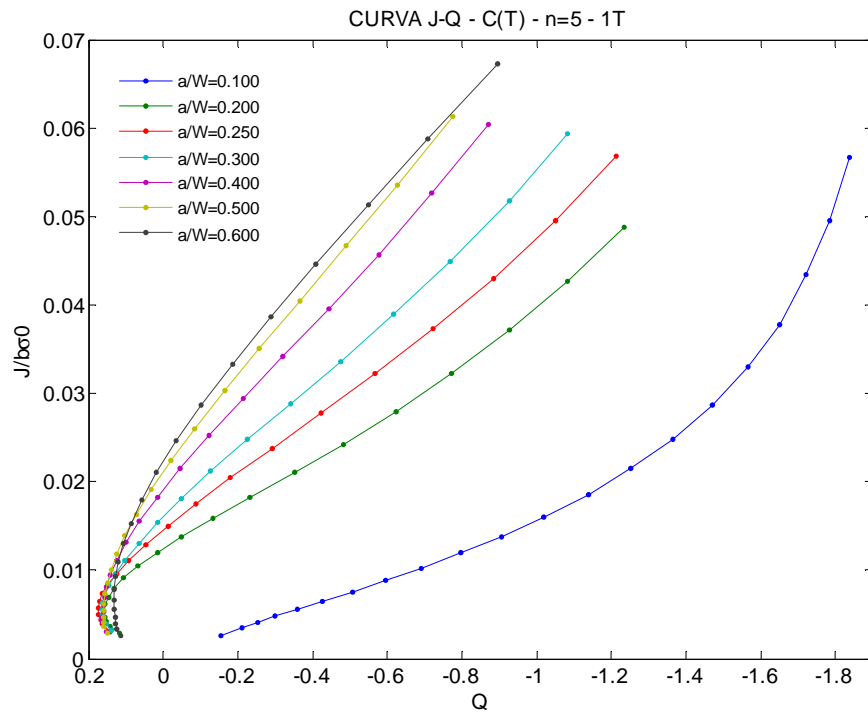


Figura 7.56 – Trajetórias $J-Q$ para corpos-de-prova C(T)

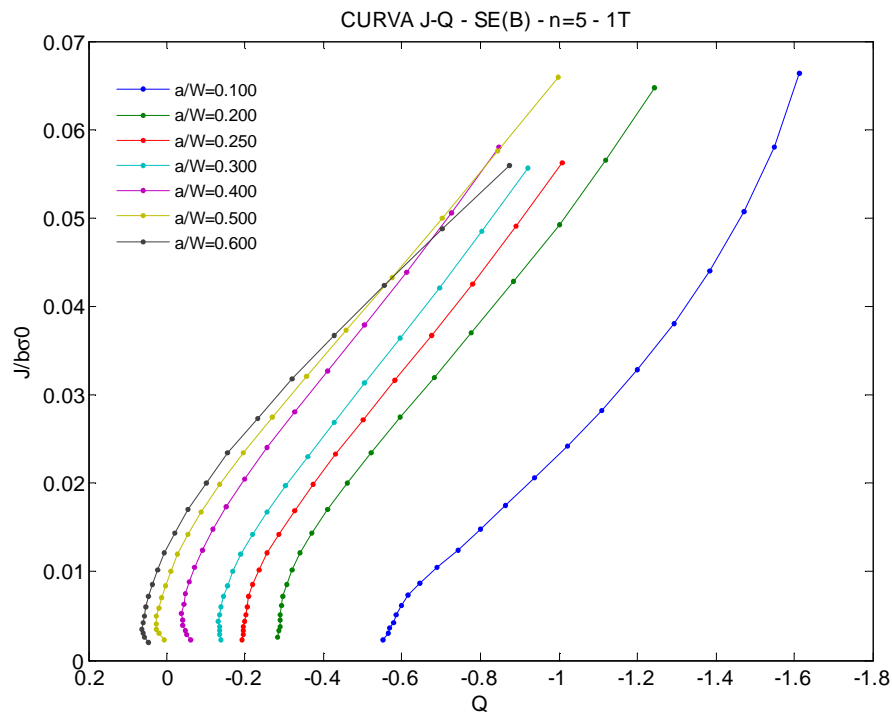


Figura 7.57 – Trajetórias $J-Q$ para corpos-de-prova SE(B)

8 – REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

- ANDERSON, T. L., *Fracture Mechanics – Fundamentals and Applications*. Boca Raton: CRC Press, 1995.
- ANDERSON, T. L., DODDS, R. H., *Specimen size requirements for fracture toughness testing in the ductile-brittle transition region*. Journal of Testing and Evaluation, v.19, 1991.
- ANDERSON, T.L., DODDS, R.H. *Simple constraint corrections for subsize fracture toughness specimens. Small Specimen Test Techniques Applied to Nuclear Reactor Vessel Thermal Annealing and Plant Life Extension, ASTM STP1204, W.R. Corwin, F.M. Haggag and W.L. Server, Eds. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1993.*
- *ASTM Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness*. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA. ASTM E1820-99, 1999.
- *ASTM Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement*. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA. ASTM E1290-93, 1993
- BASS R., WINTLE J., HURST R.C; *Structural Integrity Assessment: How Safe Is it? – An Evaluation of the Integrated Approach Through the Results of the NESC-1 Case Study*, In: NESC-1 seminar, 27-28 March, Petten, 2000.
- BETEGON, C., BELZUNCE, F. J., RODRIGUEZ C., *A Two Parameter Fracture Criterion for High Strength low Carbon Steel*. Acta Materialia, v44, n. 3, 1996.
- BROEK, D., *Elementary engineering fracture mechanics*. 2^a ed. Netherlands, Martinus Nijhff Publishers, 1983.
- BS 5762 *The accuracy of cod values calculated according to BS 576*. International Journal of Frature, vol.22, nº. 2, 1983.
- CETLIN, P. R., da SILVA, P. S. P. *Análise de fraturas*. São Paulo: Associação Brasileira de Metais, 1978.
- CRAVERO, S., *Metodologia biparamétrica para análise de efeitos de restrição sobre a fratura de componentes estruturais e aplicações à avaliação de defeitos em dutos*.

2004. Dissertação (Mestrado) - Departamento de Engenharia Naval e Oceânica USP, São Paulo.
- CRAVERO, S., RUGGIERI, C. *A two-parameter framework to describe effects of constraint loss on cleavage fracture and implications for failure assessments of cracked components*. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, v.25, n.4, 2003.
 - CRAVERO, S., RUGGIERI, C., JQCRACK Versão 1.0 *Cálculo numérico do Parâmetro Hidrostático Q para Componentes Estruturais 2D Contendo Trincas*. Boletim Técnico da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo – BT/PNV/59, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, 2002.
 - CRUZ, J. R. B., NETO, M.M. *Avaliação da Integridade Estrutural de Vasos de Pressão de Reatores PWR*. In: 15º Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, Nov. 22-26, Águas de Lindóia. 1999.
 - DICKSON, T. L., MALIK, S. N. M., *Probabilistic fracture mechanics methodology for application to pressurized thermal shock*. IAEA Specialists Meeting on Methodology and Supporting Research for PTS Evolution, 2000.
 - DIETER, G. E. *Metalurgia mecânica*. 2ª ed. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1981.
 - DODDS, R. H., SHIH, C. F., ANDERSON, T. L. *Continuum and micromechanics treatment of constraint in fracture*. U. S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, Report NUREG/CR – 5971, 1993.
 - DOE - U.S. DEPARTMENT OF ENERGY. *DOE Fundamentals Handbook - Materials Science*. Vol. 1 e 2. Washington, D.C., 1993.
 - DUGDALE, D.S. *Yielding of steel sheets containing slits*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, v.8, n.2, 1960.
 - FARAHMAND, B., BOCKRATH, G., JAMES G., *Fatigue and Fracture Mechanics of High Risk Parts and Application of LEFM & FMDM*. New York: Chapman & Hall, 1997.
 - FRANÇOIS, J., JOLY, L., *La Rupture des Metaux*. Paris: Masson, 1972.
 - GODEFROID, L. B., *Aplicação da Mecânica de Fratura no projeto Estrutural*. Ouro preto, 1995.

- GOMES, P. T.V., contribuições para Melhoria das Avaliações de Choque Térmico Pressurizado em Reatores PWR, 2005. Tese (Doutorado) – Universidade de São Paulo - USP - SP.
- HERTZBERG, R. W. *Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials*. 3° ed. New York: John Wiley & Sons Inc., 1989.
- HUTCHINSON, J.W. *Singular behavior at the end of a tensile crack tip in a hardening material*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, v.16, 1968.
- JHUNG, M. J., PARK, Y. W., JANG, C. *Pressurized thermal shock analyses of a pressure vessel using critical crack depth diagrams*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 76, 1999.
- KIM, Y.J., KIM, J.S., CHO, S.M., KIM, Y.J. *3-D constraint effects on J testing and crack tip constraint in M(T), SE(B), SE(T) and C(T) specimens: numerical study*. Engineering Fracture Mechanics, v.71, 2004.
- KOPPENHOEFER, K., GULLERUD, A., ROY, A., WALTERS, M., DODDS, R. H., *WARP3D-Release 14.1: 3D Dynamic nonlinear fracture analysis of solids using parallel computers and workstations*. Structural Research Series 607. UILU-ENG-95-2012, University of Illinois at Urbana-Champaign. 2002.
- MEYERS, M. A., CHAWLA, K. K. *Princípios de Metalurgia Mecânica*. São Paulo, Editora Edgard Blücher LTDA, 1982.
- MIRANDA, C. A. J. *Obtenção da tensão de clivagem e nível de confiabilidade na determinação da temperatura de referência de aços ferríticos na transição: abordagem numérica e experimental*. São Paulo: Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, 1999. (Tese, Doutorado em Ciências, Área de reatores nucleares de potência e tecnologia do combustível nuclear).
- MORAN, B., SHIH, C.F. *A general treatment of crack tip contour Integrals*. International Journal of Fracture, v.35, 1987.
- NEVALAINEN, M. J., DODDS, R. H. *Numerical investigation of 3d constraint effects on brittle fracture in SE(B) and C(T) specimens*. U. S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, Report NUREG/CR – 6317,1993.
- O'DOWD, N. P., SHIH, C. F. *Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter: Part I – Structure of fields*. Journal of Mechanics and Physics of Solids, v.39, 1991.

- O'DOWD, N. P., SHIH, C. F. *Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter: Part II – Structure of fields*. Journal of Mechanics and Physics of Solids, v.40, 1992.
- O'DOWD, N. P., SHIH, C. F. *Two-parameter fracture mechanics: Theory and applications*, Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, Report NUREG CR 5958, 1993.
- OLIVEIRA, H. M. S., *Avaliação Numérica do Comportamento à Fratura de Um Protótipo de Vaso de Pressão de Reator PWR Submetido a Choque Térmico pressurizado*. Dissertação de Mestrado – Curso de Pós-Graduação em Ciência e Tecnologia das Radiações, Minerais e Materiais, BH, 2005.
- PASTOUKHOV, V. A., VOORWALD, H. J. C. *Introdução à mecânica da Integridade Estrutural*. São Paulo: UNESP, 1995.
- PENNELL, W. E., MALIK, S. N. M., *Structural integrity assessment of aging nuclear reactor pressure vessels*. Nuclear Engineering and Design, v.172, 1997.
- RABELLO, E. G., *Uma Nova Proposta para Inclusão dos Defeitos da Perda de Restrição à plasticidade na Caracterização do Comportamento à Fratura de Aços Ferríticos*. 2005. Tese (Doutorado) - Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares – SP, 2005.
- RICE, J.R. *A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, v.35, 1968.
- RICE, J.R., ROSENGREEN, G.F. *Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material*. Journal of the Mechanics and Physics of Solid., v.16, 1968.
- RITCHIE, R. O., KNOTT, J. F., RICE, J. R. *On the relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel*. Journal of the Mechanics and physics of solids, v.21, 1973.
- ROLFES, S. T., BARSON, J. M. *Fracture and Fatigue Control in Structures. Applications of Fracture mechanics*. New Jersey: Prentice Hall, Inc. 1977.
- SHIH, F. C., O'DOWD, N. O., KIRK, M. T. *A framework for quantifying crack tip constraint*. *Constraint Effects in Fracture*, ASTM STP 1171, E.M. Hackett, K.H et al., Eds., American Society for Testing and materials, Philadelphia, 1993.

- TAYLOR, N.; HURST, R.; MCGARRY, D. *Evaluating the NESC-1 and the Integrated Approach to Structural Integrity Assessment*. In: IAEA SPECIALISTS MEETING ON METHODOLOGY AND SUPPORTING RESEARCH FOR PTS EVALUATION, Rockville, 2000.
- TROVATO, E., RUGGIERI, C., *Constraint effects on brittle fracture under small scale yielding conditions – part I: Reference fields for elastic-plastic materials*. Sixth Panamerican Congress of Applied Mechanics (PACAM IV), vol. 7, Rio de Janeiro, 1999.
- TROVATO, E., RUGGIERI, C., *Micromechanics characterization of constrain and ductile tearing effects in small scale yielding fracture*. International Journal of Solids and Structures, v.38, 2001.
- WILLIAMS, M. L. *On the stress distribution at the base of a stationary crack*. Journal of applied Mechanics, v. 24, 1957.

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)