

**DANIEL BENÍTEZ BARRIOS**

**METODOLOGIA DE ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS TENSÕES  
RESIDUAIS NO COMPORTAMENTO À FRATURA**

Tese apresentada à Escola Politécnica  
da Universidade de São Paulo para  
obtenção do título de Doutor em  
Engenharia.

São Paulo  
2002

DANIEL BENÍTEZ BARRIOS

**METODOLOGIA DE ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS TENSÕES  
RESIDUAIS NO COMPORTAMENTO À FRATURA**

Tese apresentada à Escola Politécnica  
da Universidade de São Paulo para  
obtenção do título de Doutor em  
Engenharia.

Área de Concentração:  
Eng<sup>a</sup>. Mecatrônica e Sistemas Mecânicos

Orientador:  
Prof. Dr. Edison Gonçalves

São Paulo  
2002

OK

***Dedicatória:***

Ao meu avô, por me ensinar desde a infância  
que o conhecimento significa liberdade.

Para minha mãe, minha avó e meu irmão.

### **Agradecimentos:**

Ao Professor Edison Gonçalves, pela sua orientação, seus oportunos conselhos, confiança e amizade.

A todos os Professores da Escola Politécnica, pelos ensinamentos, sugestões e recomendações, que contribuíram muito no desenvolvimento deste trabalho.

Ao Ministério da Educação, através da Fundação Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Ensino Superior / CAPES, pela concessão da bolsa de estudo e ao Brasil, por me acolher.

Ao Instituto Superior Politécnico "José Antonio Echeverría", de Ciudad de la Habana, Cuba, pela permissão a cursar os estudos de Doutorado no Brasil.

Aos colegas do Departamento de Mecânica Aplicada do I. S. P. J. A. E pelo apoio durante este período.

Aos colegas do Laboratório e da Escola Politécnica, pela amizade e colaboração em todos os momentos. A todos os que de alguma maneira, colaboraram na realização deste trabalho.

Aos companheiros cubanos da USP.

À Patrícia, companheira do dia a dia, por sua ajuda, compreensão e estímulo durante todo este tempo.

## RESUMO

Neste trabalho efetuaram-se, empregando-se o Método dos Elementos Finitos (MEF), modelagens para gerar e avaliar campos de tensões e/ou deformações residuais provocados por carregamento mecânico excessivo. Foram modelados: um ensaio convencional de tração; um corpo de prova dotado de entalhes concentradores de tensão submetido a tração; uma placa de aço sob carregamento arbitrário e o processo de jateamento por granalha (JPG), em que foi simulado o impacto isolado de um projétil sobre uma placa. Aumentou-se gradativamente a complexidade dos modelos propostos, visando avaliar as possibilidades do programa de cálculo utilizado (LUSAS). Em todos os casos, considerou-se o comportamento não linear dos materiais estudados e, exceto na simulação do JPG, os carregamentos, para cada caso, foram aplicados segundo curvas de carga. O uso destas curvas permitiu carregar, obter um determinado escoamento e descarregar sem alcançar a ruptura. Em todas as análises os resultados foram comparados com soluções analíticas ou dados experimentais disponíveis na literatura. Em uma segunda etapa foi realizada a modelagem de um corpo de prova tipo CT, de aço, solicitado segundo o Modo I de propagação da trinca, para se investigar a influência das tensões residuais sobre parâmetros que caracterizam o comportamento do material em relação à fratura. Em uma primeira etapa investigou-se o corpo de prova sem tensões residuais e, posteriormente, com a presença delas. Neste último caso foi aproveitada a modelagem da placa de aço desenvolvida no início do trabalho. Nesta placa foi configurado o corpo de prova CT, empregando-se o procedimento de ativação e desativação de elementos e, em seguida, aplicando-se novamente um carregamento segundo o Modo I. Para os dois casos foram calculados os valores do fator de intensificação de tensões aproximado ( $k_I(r)$ ), do deslocamento de abertura da trinca (COD) e do deslocamento de abertura da ponta da trinca (CTOD). Os resultados demonstram que as tensões residuais de tração na ponta da trinca exercem um efeito detrimental no comportamento dos parâmetros referidos, o que pode trazer, como consequência, uma fratura prematura. O procedimento empregado nesta segunda etapa do trabalho apresenta-se como uma metodologia para este tipo de análise.

## ABSTRACT

The present work was realized using Finite Elements Method with models to generate and evaluate fields of stress and/or residual deformation provoked by excessive mechanical loading. A conventional tensile test; a test body with notches for concentrating the stress submitted to a tensile force; a steel plate under arbitrary load and the process of shot peening were modeled. The complexity of the proposed models was gradually increased so as to evaluate the possibilities of the used code (LUSAS). In all cases the non linear behavior of the materials studied were considered and except for the JPG simulations, the loads for each case were applied according to the load curves. The use of these curves permitted to load, to obtain a determined out flow and discharge without reaching rupture. In all analyses the results were compared with analytical solutions or experimental data available in publications. At a second stage, a steel CT type test body was modeled as requested, according to the Mode I of the crack propagation, in order to investigate the influence of residual stress on the parameters that characterize the behavior of the material related to fracture. First, the test body was investigated without residual stress and subsequently with their presence. In this latter case, it was used the steel plate model developed in the beginning of this work. On this plate, the CT test body was configured using the procedure of activating and deactivating the elements and followed up by re-applying a load, according to Mode I. For both cases, the approximately factor of stress intensification ( $k_I(r)$ ); the crack opening displacement (COD) and the crack tip opening displacement (CTOD) were calculated. Results demonstrated that residual tensile stresses at the tip of the crack exert a detrimental effect on the behavior of the referred parameters. This could bring on, as a consequence, a premature fracture. The procedure used in the second stage of this work could be used as a methodology for this type of analysis.

## ERRATA

ao Texto da Tese

### **METODOLOGIA DE ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS TENSÕES RESIDUAIS NO COMPORTAMENTO À FRATURA** de

Daniel Benítez Barrios

#### CAPÍTULO 1

Página 12, segundo parágrafo:

onde se lê: "...diversas aplicações no campo da engenharia."

leia-se: "...diversas aplicações no campo da engenharia mecânica."

#### CAPÍTULO 3

Página 52, pé da Figura 3.5:

onde se lê: "...de tensões  $\sigma_y$  e deformações....."

leia-se: "...de tensões residuais  $\sigma_y$  e deformações....."

Página 56, pé da Figura 3.10:

onde se lê: "...de tensões  $\sigma_x^R$  [Pa] e deformações....."

leia-se: "...de tensões residuais  $\sigma_x^R$  [Pa] e deformações....."

Página 59, primeiro parágrafo:

onde se lê: ".....segundo a equação 5.3 (valores em azul)."

leia-se: "...segundo a equação 3.3 (valores em azul)."

Página 66, terceiro parágrafo:

onde se lê: "... dividindo-se um quarto da esfera em uma, duas, três e quatro partes."

leia-se: "...dividindo-se um quarto da esfera em duas, quatro, seis e oito partes."

#### CAPÍTULO 4

Página 92, equação 4.9:

O parâmetro  $G_I$  corresponde à: Energia de Griffith segundo Modo I de carregamento.

Página 107, último parágrafo:

onde se lê: "...são forças resultantes em cada tramo,....."

leia-se: "...são forças resultantes em cada trecho,....."

#### CAPÍTULO 5

Página 117, quarto parágrafo:

onde se lê: "...de aparecerem deformações de tração...."

leia-se: "...de aparecerem tensões de tração...."

#### APÊNDICE D

Página 140, primeiro parágrafo:

onde se lê: Stress Components In Global Axes [**MPa**]

leia-se: Stress Components In Global Axes [**Pa**]

## ÍNDICE

	página
Resumo.....	i
Abstract.....	ii
Lista de Símbolos.....	vi
Lista de Figuras.....	ix
Lista de Tabelas.....	xiii
Capítulo 1- Introdução.....	1
1.1 - Aspectos Gerais.....	1
1.2 - Revisão Bibliográfica.....	4
1.3 - Objetivos.....	12
1.4 - Relevância e Justificativa.....	13
1.5 - Organização do Trabalho.....	15
Capítulo 2- Tensões Residuais.....	16
2.1 - Generalidades.....	16
2.2 - Tensões Residuais na Soldagem.....	20
2.3 - Tensões Residuais por Carregamento Mecânico Excessivo.....	23
2.4 - Processo de Jateamento por Granalha (JPG).....	24
2.4.1 - Fundamentos Teóricos.....	27
2.4.2 - Parâmetros Básicos de Controle do Processo de JPG.....	34
2.4.3 - Distribuição das Tensões Residuais.....	38
2.4.4 - Aplicações do JPG.....	40
2.5 - Conseqüências e Prevenção das Tensões Residuais.....	42
2.6 - Métodos para a Determinação das Tensões Residuais.....	44

Capítulo 3 - Modelagem de Tensões Residuais Empregando o Método dos Elementos Finitos (MEF).....	47
3.1 - Deformação Plástica por Tração.....	47
3.1.1 - Ensaio de Tração Convencional.....	49
3.1.2 - Modelo <i>Trac39</i> com Entalhes Concentradores de Tensões.....	54
3.1.3 - Modelagem de Tensões e Deformações Residuais em uma Placa de Aço.....	59
3.2 - Modelagem do Processo de Jateamento por Granalha (JPG).....	63
3.2.1 - Características da Modelagem.....	63
3.2.2 - Dimensões do Modelo e Propriedades Mecânicas dos Materiais.....	64
3.2.3 - Tipos de Elementos Utilizados e Carregamento Aplicado.....	65
3.2.4 - Modelagem do Comportamento Mecânico dos Materiais.....	67
3.2.5 - Linhas de Deslizamento (Slidelines), LUSAS (2000).....	73
3.2.6 - Resultados da Modelagem do Processo de JPG.....	76
 Capítulo 4 - Influência das Tensões Residuais no Comportamento à Fratura .	87
4.1 - Fator de Intensificação de Tensões ( $K_I$ ).....	87
4.2 - Critério de Deslocamento da Abertura da Trinca (COD). Cálculo do CTOD (crack tip opening displacement).....	90
4.3 - Dimensões do Corpo de Prova e Propriedades Mecânicas do Material.....	95
4.4 - Tipo de Elementos Utilizados e Carregamento Aplicado.....	96
4.5 - Modelagem do Corpo de Prova Sem Tensões Residuais.....	98
4.6 - Modelagem do Corpo de Prova Com Tensões Residuais.....	101
4.7 - Princípio de Superposição.....	106
 Capítulo 5 - Análise e Discussão dos Resultados.....	110
5.1 - Deformação Plástica por Tração.....	110
5.2 - Modelagem do Processo de Jateamento.....	111
5.3 - Modelagem do Mecanismo de Fratura.....	119

5.4 - Proposta de Metodologia para a Análise da Influência das Tensões Residuais no Comportamento à Fratura.....	125
Capítulo 6 - Conclusões e Recomendações.....	127
Apêndices.....	133
Apêndice A: Deslocamento do nó 3744 (COD/2) Modelo CT22.....	134
Apêndice B: Valores de $k_I(r)$ correspondentes à Figura 5.4.....	135
Apêndice C: Valores de Tensões nos Pontos de Gauss. Modelo CT22.....	136
Apêndice D: Valores de Tensões. Modelo Shotsym2.....	140
Apêndice E: Procedimento de Ativação e Desativação de Elementos.....	142
Referências Bibliográficas.....	152

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A$	área da seção transversal
$A_{min}$	área debilitada pelo concentrador de tensões
$a$	comprimento da trinca
$a_{eff}$	comprimento efetivo da trinca
$2a$	diâmetro da punção
$B, W, D, R$	dimensões dos corpos de prova normalizados para fratura
$b$	largura da placa
$C_1, C_2, \dots, C_n$	diferentes valores de aclave da curva de encruamento do material
$COD$	valor do deslocamento de abertura da trinca
$COD_c$	valor do deslocamento crítico de abertura da trinca
$CTOD$	valor do deslocamento de abertura da ponta da trinca
$CTOD_c$	valor do deslocamento crítico de abertura da ponta da trinca
$D$	largura da peça
$D; d$	diâmetro
$E$	módulo de Young
$EX, EY, EZ$	componentes das deformações longitudinais
$EXY, EXZ, EYZ$	componentes das distorções
$E_{p1}; E_{p2}; \dots E_{pn}$	valores do módulo tangente
$F$	força axial
$G_{IC}$	valor de energia crítica de Griffith
$h$	espessura da peça
$h_c$	profundidade do concentrador de tensões
$h_p$	profundidade da zona plástica
$K_1; K_2; K_3; K_4$	coeficientes que dependem da geometria do concentrador de tensões
$K_I$	fator de intensificação das tensões
$K_{IC}$	fator de intensificação das tensões crítico
$K_I^R$	fator de intensificação das tensões devido à tensão residual
$k$	coeficiente ou fator de concentração de tensões

$k_I(r)$	fator de intensificação de tensões aproximado
$L_1, L_2, \dots, L_n$	limites de deformação plástica equivalente
$\bar{M}$	momento flexor
$N$	força interna de tração atuante na seção transversal
$P$	carregamento aplicado
$\bar{p}$	pressão média
$p_o$	pressão máxima
$R$	raio do projétil
$R_1, R_2$	forças resultantes
$r$	fator rotacional
$r$	distância a partir da ponta da trinca
$r_c$	raio do concentrador de tensões
$r_p^*$	correção no tamanho da zona plástica na ponta da trinca
$SX, SY, SZ$	componentes das tensões normais
$SXY, SXZ, SYZ$	componentes das tensões de cisalhamento
$TS$	tensão superficial
$TCMAX$	tensão compressiva máxima
$v_p$	velocidade do projétil
$V_o$	velocidade inicial
$z$	distância medida a partir da superfície da peça
$\bar{Z}$	profundidade da punção
$\alpha$	fator de correção
$\beta$	ângulo formado entre a tensão principal máxima e o eixo positivo X
$\beta$	fator que depende da geometria do corpo
$\Delta\theta$	variação de temperatura
$\Delta t$	passo de tempo
$\delta$	espessura
$\varepsilon_{max}, \varepsilon_{min}$	deformações principais máxima e mínima
$\varepsilon_v$	deformação equivalente de von Mises
$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$	componentes das deformações longitudinais
$\varepsilon_{px}, \varepsilon_{py}, \varepsilon_{pz}$	componentes das deformações plásticas longitudinais

$\gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{xz}$	componentes das distorções
$\lambda$	fator dependente da posição da ponta da trinca
$\nu$	coeficiente de Poisson
$\theta$	ângulo formado entre o plano da trinca e o ponto analisado
$\rho$	densidade do material
$\sigma$	tensão atuante
$\sigma_e$	tensão de escoamento
$\sigma_{ij}$	componentes das tensões
$\sigma_u$	tensão limite de resistência
$\sigma_{(z)}$	tensão em função da distância a partir da superfície
$\sigma^R$	tensão residual
$\sigma^{res}$	tensão residual
$\sigma^R_S$	tensão residual na superfície
$\sigma^R_{max}$	tensão residual máxima
$\sigma^R_{(z)}$	tensão residual em função da distância a partir da superfície
$\sigma_x^R, \sigma_y^R, \sigma_z^R$	componentes das tensões residuais
$\sigma^I, \sigma^{II} e \sigma^{III}$	tensões residuais de primeira, segunda e terceira ordem
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	componentes das tensões normais
$\sigma_r$	tensão na direção radial
$\sigma_\theta$	tensão na direção circunferencial
$\sigma_v$	tensão equivalente de von Mises
$\sigma_{max}, \sigma_{min}$	tensões principais máxima e mínima
$\sigma_{max}$	tensão máxima provocada pela concentração de tensões
$\sigma_n$	tensão que não considera o efeito da concentração de tensões
$(\sigma_1, \varepsilon_1), (\sigma_2, \varepsilon_2), \dots, (\sigma_n, \varepsilon_n)$	pares de valores de tensão e deformação para definir a curva de encruamento do material
$\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{xz}$	componentes das tensões de cisalhamento

## LISTA DE FIGURAS

	página
Figura 2.1 Esquema triangular da interação térmica-mecânica-metalúrgica na gênese das tensões residuais.....	19
Figura 2.2 Representação esquemática das mudanças na temperatura e a tensão durante o processo de soldagem em uma junta topo.....	21
Figura 2.3 Distribuição de tensões $\sigma_x$ e $\sigma_y$ numa junta soldada a topo.....	23
Figura 2.4 Impacto da bola sobre a superfície da peça.....	24
Figura 2.5 Estado tridimensional de tensões de compressão provocado pelo processo de jateamento por granalha.....	25
Figura 2.6 (a) Solução de Boussineq para uma carga concentrada P; (b) linhas de contato $\tau / \bar{p}$ ; (c) $\tau / \bar{p}$ em função de $z / a$ para a linha vertical central.....	28
Figura 2.7 (a) Modelo da cavidade pressurizada; (b) Tensões radial e circunferencial em uma esfera elasto,plástica; (c) Distribuição da tensão residual circunferencial; (d) Distribuição de tensão residual com escoamento secundário.....	32
Figura 2.8 Ângulo de impacto e Intensidade Efetiva do jateamento.....	35
Figura 2.9 Altura do arco em função do tempo de exposição para dois jatos de diferente intensidade A e B.....	36
Figura 2.10 Equipamento de Almen.....	38
Figura 2.11 Características do perfil de tensões residuais em uma placa jateada.....	39
Figura 2.12 Influência de diversos fatores no perfil de tensões residuais.....	39
Figura 3.1 Curva de carregamento característica de uma análise não linear.....	48
Figura 3.2 Dimensões do corpo de prova segundo ABNT (1992), [mm].....	49
Figura 3.3 Geometria, condições de contorno, carregamento e malha de elementos finitos para o modelo traci20.....	50
Figura 3.4 Distribuição de tensões $\sigma_y$ e deformações plásticas $\epsilon_{py}$ para o carregamento máximo.....	51

Figura 3.5	Distribuição de tensões $\sigma_y$ e deformações plásticas $\varepsilon_{py}$ para carregamento zero.....	52
Figura 3.6	Diagrama de tensão deformação para o modelo traci20.....	52
Figura 3.7	Dimensões do modelo trac39 [mm].....	54
Figura 3.8	Geometria, condições de contorno, carregamento e malha de elementos finitos para o modelo trac39.....	54
Figura 3.9	Distribuição de tensões $\sigma_x$ e deformações $\varepsilon_x$ para o carregamento máximo.....	55
Figura 3.10	Distribuição de tensões $\sigma_x$ e deformações $\varepsilon_x$ para o carregamento zero.....	56
Figura 3.11	Diagrama tensão-deformação para o nó 2984.....	56
Figura 3.12	Diagrama tensão-deformação para o nó 1420.....	57
Figura 3.13	Dimensões da placa de aço [mm].....	60
Figura 3.14	Geometria, condições de contorno, carregamento e malha de elementos finitos para o modelo CT6.....	61
Figura 3.15	Distribuição das tensões residuais $\sigma_y^R$ [MPa].....	62
Figura 3.16	Distribuição das deformações plásticas $\varepsilon_{py}$ .....	62
Figura 3.17	Dimensões do projétil e da placa [mm].....	64
Figura 3.18	Diferentes malhas para o projétil.....	67
Figura 3.19	Malha de elementos finitos uniforme e com transição para a placa	67
Figura 3.20	Curva de entrada de tensão versus deformação total.....	69
Figura 3.21	Curva de entrada de tensão versus deformação plástica.....	69
Figura 3.22	Curva de entrada de encruamento versus deformação plástica.....	70
Figura 3.23	Diagrama uniaxial tensão-deformação de engenharia.....	71
Figura 3.24	Curva de encruamento do material.....	72
Figura 3.25	Malha de elementos finitos, condições de contorno e carregamento para o modelo shotsy12.....	78
Figura 3.26	Distribuição das deformações plásticas $\varepsilon_{px}$ ao longo da espessura da placa [m] devido ao impacto .....	79

Figura 3.27	Distribuição das tensões residuais $\sigma_{xx}^r$ [Pa].....	80
Figura 3.28	Tensão em função do tempo de impacto [nó 5131(na superfície)].	81
Figura 3.29	Tensão em função do tempo de impacto [nó 5210 (0.1562 mm)]....	82
Figura 3.30	Tensão em função do tempo de impacto [nó 5249 (0.3125 mm)]....	82
Figura 3.31	Tensão em função do tempo de impacto [nó 5288 (0.4687 mm)]....	83
Figura 3.32	Tensão em função do tempo de impacto [nó 5327 (0.6250 mm)]....	83
Figura 3.33	a)Malha de elementos finitos, condições de contorno, carregamento e linhas de deslizamento para o contato no modelo shot3 (impacto simultâneo de três projéteis); b) Zona do impacto ampliada.....	84
Figura 3.34	Distribuição da deformação plástica $\varepsilon_{px}$ .....	85
Figura 3.35	Distribuição da tensão residual $\sigma_x^R$ [Pa].....	85
Figura 3.36	Influência do coeficiente de atrito no comportamento das tensões residuais.....	86
Figura 4.1	Modo I de abertura da trinca.....	88
Figura 4.2	Campo de tensões em função de r e $\theta$ .....	89
Figura 4.3	COD e CTOD numa trinca.....	91
Figura 4.4	Esquema para a determinação do valor de CTOD.....	93
Figura 4.5	Fator rotacional r em função do CTOD.....	94
Figura 4.6	Montagem experimental para a determinação do COD.....	94
Figura 4.7	Dimensões do corpo de prova CT.....	95
Figura 4.8	Malha de elementos finitos para o modelo CT22.....	97
Figura 4.9	Distribuição da tensão $\sigma_x$ [MPa].....	98
Figura 4.10	Distribuição da tensão $\sigma_y$ [MPa].....	99
Figura 4.11	Distribuição da tensão $\tau_{xy}$ [MPa].....	99
Figura 4.12	Distribuição da tensão $\sigma_{eq}$ [MPa].....	100
Figura 4.13	Nó 3744 representado em vermelho.....	100
Figura 4.14	Gráfico do deslocamento do nó 3744 vs Força aplicada.....	101

Figura 4.15	Elementos desativados e carregamento em Modo I.....	102
Figura 4.16	Curvas de carga com o histórico dos carregamentos.....	102
Figura 4.17	Distribuição de tensões residuais $\sigma_y^R$ com elementos desativados.....	103
Figura 4.18	Distribuição de tensões $\sigma_y$ sem tensões residuais. Modelo CT22 [MPa].....	104
Figura 4.19	Distribuição da tensão $\sigma_y$ depois da desativação dos elementos. Modelo CT40 [MPa].....	104
Figura 4.20	Força resultante do campo de tensões residuais.....	107
Figura 4.21	Distribuição de tensões residuais para o modelo CT40.....	107
Figura 4.22	Valores de $f(b/a)$ em função da relação geométrica $b/a$ .....	108
Figura 5.1	Distribuição experimental de tensões residuais; aço Em 24.....	112
Figura 5.2	Distribuições experimentais de tensões residuais; a) Aço 20Cr, b) Aço 30CrMo.....	113
Figura 5.3	Gráficos de tensões residuais oferecidos pelo modelo shotsym2 e pelas equações propostas por Al-Obaid.....	113
Figura 5.4	Comportamento de $k_I(r)$ com e sem tensões residuais.....	119
Figura 5.5	Valores de $K_I$ em função do carregamento aplicado.....	121
Figura 5.6	Distribuição das tensões residuais $\sigma_y^R$ no modelo CT40 sem desativar os elementos.....	123

## LISTA DE TABELAS

		página
Tabela 2.1	Principais fontes das tensões residuais de primeira ordem.....	20
Tabela 2.2	Principais métodos de medição das tensões residuais.....	46
Tabela 3.1	Propriedades mecânicas do corpo de prova.....	49
Tabela 3.2	Valores de tensões e deformações para a simulação do encruamento do material.....	49
Tabela 3.3	Comparação dos resultados do modelo traci20 com a solução analítica.....	53
Tabela 3.4	Comparação dos resultados do modelo trac39 com a solução analítica.....	59
Tabela 3.5	Propriedades mecânicas do aço estudado.....	60
Tabela 3.6	Valores de tensão e deformação.....	61
Tabela 3.7	Propriedades mecânicas do projétil.....	64
Tabela 3.8	Propriedades mecânicas da placa.....	64
Tabela 3.9	Valores de tensões e deformações para a simulação do encruamento do material.....	72
Tabela 3.10	Resultados da modelagem teórico-computacional.....	76
Tabela 3.11	Valores das tensões e deformações dos modelos escolhidos...	77
Tabela 4.1	Valores do fator de intensificação de tensões aproximado.....	105
Tabela 4.2	Valores de COD e CTOD dos modelos propostos.....	105
Tabela 5.1	Valores de tensões residuais obtidos pela modelagem e através das equações teórico-experimentais.....	111
Tabela 5.2	Resultados obtidos pelo MEF e pelas equações propostas por Al-OBAID (1995) na obtenção de $h_p$ .....	114
Tabela 5.3	Comparação de resultados teóricos e experimentais.....	116

# CAPÍTULO 1

## INTRODUÇÃO

### **1.1 Aspectos Gerais**

As peças e estruturas mecânicas podem sofrer falhas durante o tempo de serviço, mesmo que estejam suportando carregamentos significativamente inferiores aos estabelecidos pelos critérios convencionais de projeto. Esta situação pode ser agravada, ou não, com a presença das tensões residuais, as quais podem, em alguns casos, acelerar o crescimento e propagação de defeitos ocasionando a falha por fratura.

A inibição do crescimento dos defeitos pode ser alcançado através do emprego de métodos controladores do mecanismo que origina este fenômeno, tais como, esmerilhamento, martelamento, jateamento por granalha e outros.

Estes métodos, que podem contribuir de forma significativa para o aumento de vida útil da peça ou estrutura, promovem este efeito favorável devido à redistribuição das tensões residuais existentes nas peças, provocando, geralmente, o surgimento de uma camada superficial de tensões residuais de compressão, o que melhora significativamente a resistência à fadiga e conseqüentemente à fratura.

Entretanto, outros procedimentos mecânicos como, por exemplo, soldagem, conformação de metais, processos de fundição, podem, em dependência do tipo de material, introduzir tensões residuais altamente prejudiciais para o desempenho mecânico de uma peça ou de uma estrutura.

Entre os métodos mais utilizados para melhorar a resistência do material à fadiga e à fratura, encontra-se o procedimento mecânico de jateamento por granalha (JPG), em relação ao qual desde há muito tempo, o homem emprega técnicas similares, THE WHEELBRATOR (1977). Quando o antigo ferreiro encontrava-se fabricando uma mola ou uma espada, por exemplo, ele se mantinha martelando a peça muito depois de ela já estar esfriada abaixo da temperatura normal de forjamento. Com esta técnica, era obtido um produto mais durável e de elevada tenacidade, embora os princípios físicos envolvidos nesse fenômeno fossem ainda desconhecidos.

Atualmente, o processo já não é mais uma arte, possuindo um procedimento mecânico muito bem definido, cuidadosamente controlado e capaz de produzir resultados uniformes, de acordo com a demanda dos modernos métodos de produção.

O JPG das superfícies metálicas é definido como um processo mecânico de trabalho a frio, o qual é feito hoje através de uma "chuva" de pequenas bolas de aço, dotadas de uma determinada velocidade, que impactam nas referidas superfícies sobre uma área controlada. Cada bola que impacta age como um pequeno martelo, fazendo uma leve punção na superfície do metal, deformando-a radialmente no momento do contato.

O choque provoca um escoamento plástico nas fibras superficiais até uma determinada profundidade, que é dependente da velocidade do impacto e das propriedades do material. O valor desta profundidade encontra-se em uma faixa que vai de 0,127 mm até 0,762 mm; porém, podem ser atingidos valores maiores ou menores do que estes, dependendo dos propósitos práticos do processo.

Em geral, o procedimento do JPG aumenta o tempo de serviço em relação à fadiga de uma ampla variedade de elementos de máquinas e componentes estruturais submetidos fundamentalmente ao carregamento de flexão e/ou de torção, diminuindo o risco da fratura. Pode, também, ser aplicado em peças de forma irregular, nas quais o tratamento térmico poderia causar uma excessiva distorção, assim como em peças terminadas ou, ainda, sobre áreas específicas de estruturas e elementos de máquinas.

O processo de soldagem, ao contrário, geralmente provoca o surgimento de tensões residuais em determinados materiais, BERTINI *et al.* (1998) que, se não eliminadas, contribuem para uma diminuição apreciável no tempo de serviço para os elementos submetidos a carregamento variável. Estas tensões residuais têm a sua origem na distribuição desigual de temperatura, como consequência da intensa e concentrada fonte de calor associada aos processos de soldagem, GONÇALVES (1996). Este é um problema há muito tempo reconhecido pelos projetistas e fabricantes como muito importante, porém de difícil análise.

Por exemplo, o fenômeno de fratura frágil pode ocorrer antes do previsto, devido à presença destas tensões residuais que, combinadas com o carregamento externo, podem fazer decrescer substancialmente o tamanho crítico do defeito na junta soldada. Tensões residuais de compressão, localizadas nas regiões um pouco afastadas da linha de solda, podem diminuir o valor da tensão crítica de flambagem da estrutura, especialmente se esta é construída com placas de pequena espessura, provocando sérias instabilidades estruturais.

O exposto acima ilustra a importância de que se revestem o estudo, o conhecimento e o controle das tensões residuais na fabricação de partes e peças destinadas à indústria mecânica, naval, aeronáutica, etc., que trabalhem sob o efeito de cargas variáveis no tempo.

## **1.2 Revisão Bibliográfica**

O processo de jateamento começou a ser empregado nos anos posteriores à II Guerra Mundial. As principais pesquisas foram iniciadas nas décadas de 40 e 50. Após este período, embora tenham sido feitos alguns trabalhos isolados sobre este importante procedimento mecânico, apenas na década de 90 o tema foi retomado por um grande número de pesquisadores, sendo publicados trabalhos interessantes sobre o assunto, AL-OBAID (1991); BERGER *et al.* (1999); CAO *et al.* (1995); TERASAKI *et al.* (1999); BRAISTED *et al.* (1999).

Estes trabalhos abordam o problema através de duas maneiras ou formas da análise: uma experimental, GIRISH *et al.* (1996); GUROVA *et al.* (1997); FREDDI *et al.* (1997); FU *et al.* (1998); HARADA *et al.* (1998), e outra baseada na modelagem físico-matemática do fenômeno, sendo que esta última emprega fundamentalmente o Método dos Elementos Finitos, LEVERS *et al.* (1998); MEGUID *et al.* (1999); SCHIFFNER *et al.* (1999). Algumas das pesquisas combinam as duas linhas. Os materiais estudados englobam um amplo espectro de aços, de baixo e médio teor de carbono, de alta resistência, ligas de diferentes metais, entre outros.

Muitos fatores (dureza dos materiais, velocidade dos projéteis, espessura, entre outros) podem interferir no processo de jateamento, o que dificulta o

estudo da influência simultânea de todos eles; portanto, é necessário estabelecer, dependendo do caso, hipóteses que simplifiquem o problema. Por outro lado, cada material estudado possui um comportamento diferente, que pode mudar de acordo com as suas propriedades físicas, mecânicas e com as condições de trabalho.

É indiscutível que o jateamento por granalha, em todos os casos, melhora a resistência à fadiga das peças, retarda o fissuramento por corrosão sob tensão, elimina distorções provenientes de tratamentos térmicos, entre outros benefícios. Entretanto, e como já foi dito, cada material e cada tipo de peça possui as suas particularidades, razão pela qual é necessário, em cada situação, estudar o processo com o maior grau de detalhes possível.

A simulação de campos de tensões e deformações residuais, que surgem como consequência de determinados processos construtivos, como, por exemplo, a conformação de metais, usinagem, soldagem, fundição, e outros, constitui geralmente uma tarefa complexa, NGUYEN *et al* (1998). Uma das maiores complicações é, com certeza, a necessidade de se estimar as distribuições de deformações e tensões residuais. Em alguns casos, essas distribuições têm sido encontradas de forma experimental, podendo-se efetuar aproximações para casos com formas geométricas e propriedades do material similares.

A seguir são apresentados, de maneira resumida, vários trabalhos realizados em relação ao tema das tensões residuais.

Na pesquisa realizada por GONÇALVES *et al.* (1995) é avaliada a influência das tensões residuais no comportamento à fratura de juntas soldadas do aço de alta resistência HY-130, empregado na construção naval. Foram

construídos corpos de prova com o objetivo fundamental de se medir o valor do COD (crack opening displacement), depois de serem submetidos a um processo de soldagem. O valor da tensão  $\sigma_y$  residual foi calculado aplicando-se o princípio de superposição, a partir do valor do COD obtido por meio da medição da relaxação elástica das tensões residuais ao redor do defeito. O fator de intensidade de tensões foi determinado numericamente, desenvolvendo-se um elemento finito com características especiais para simular o crescimento da trinca. Foram obtidas curvas do fator de intensidade de tensões versus profundidade da trinca. Além disso, foi feita uma comparação dos valores de COD obtidos teórica e experimentalmente.

Na pesquisa desenvolvida por RADHAKRISHNAN *et al.* (1976), foi feito um estudo sobre a relaxação das tensões residuais na superfície em um aço de 0,23% de C, por meio da aplicação de carregamento de fadiga. As tensões residuais foram induzidas nos corpos de prova através de uma pré-deformação, sendo medidas através do emprego do método de raios X, utilizando-se radiação Cr-K $\alpha$ . Como resultado deste trabalho, observou-se que, aumentando-se a pré-deformação, eleva-se o valor da tensão residual na superfície. A tensão residual é relaxada devido à influência do carregamento cíclico e, quando a magnitude da tensão de fadiga é menor que o valor da tensão imposta no processo de pré-deformação, a relaxação das tensões residuais segue uma função exponencial com o número de ciclos de fadiga.

MEGUID *et al.* (1986) fizeram um estudo empregando o Método dos Elementos Finitos (MEF) em uma placa de aço com fissuras nos seus extremos (double edge cracked plate). Através de uma análise bi-dimensional e, considerando um comportamento elasto-plástico do material, foi estudado o

efeito das tensões residuais. O carregamento aplicado, em todos os casos, provocou o escoamento do material na ponta das fissuras, observando-se, para cada valor imposto, o desenvolvimento e a extensão da zona plástica. Os resultados foram comparados com modelos existentes e utilizados para determinar os fatores modificados de intensificação de tensões. Foram determinados os valores correspondentes aos fatores de intensificação de tensão residual, sobrepondo-os à intensificação da tensão aplicada. Nos cálculos, o comportamento do material foi considerado segundo as relações de Prandtl-Reuss, o critério de escoamento de von-Mises e as constantes do material, correspondentes ao aço estudado. Uma vez obtidos os valores dos fatores efetivos de intensificação de tensões, observou-se que existia uma apreciável discrepância em relação aos modelos de Irwin e Dugdale para taxas de tensão aplicada ( $\sigma/\sigma_e$ ) maiores que 0,6. Entretanto, foi obtida uma boa correlação com o modelo de Dugdale para taxas de tensões abaixo de 0,6.

HAMMOND *et al.* (1990), no estudo intitulado "Crack Propagation in the presence of Shot Peening Residual Stresses", examina os efeitos do jateamento e re-jateamento no comportamento em relação à fratura por fadiga em dois materiais diferentes: o aço 080M40 e o alumínio 7075. Os corpos de prova, de seção circular, foram submetidos ao processo de jateamento e depois carregados ciclicamente até uma proporção conhecida da sua vida à fadiga. Posteriormente, os corpos de prova foram novamente jateados e, em seguida, foi aplicado o carregamento cíclico até a ruptura. No trabalho concluiu-se que o procedimento do jateamento aumenta significativamente a resistência à fadiga para os dois materiais. Entretanto, uma vez aplicado o re-jateamento aos corpos de prova parcialmente fadigados, este processo exerceu um efeito

marcante sobre o aço, por elevar-se novamente a vida à fadiga, embora não fosse assim no caso do alumínio, para o qual o re-jateamento provocou iniciação de fissuras abaixo da superfície.

Em um dos trabalhos desenvolvidos por AL-OBAID (1991), é proposta uma simulação automatizada da mecânica não linear dinâmica envolvida no procedimento de jateamento. São empregadas as leis constitutivas do material para três dimensões, expressas através das invariantes das tensões, junto a uma análise não linear baseada no conceito da tensão inicial. As tensões residuais, deformações, deslocamentos e plasticidade podem ser calculados utilizando-se a informação nos pontos de integração de Gauss. O último valor de carregamento é atingido quando o algoritmo não converge mais. A construção da malha é feita empregando-se elementos isoparamétricos, aplicando-se o método numérico de integração "passo a passo" (numerical step by step integration method) para resolver as equações acopladas de movimento. Assim, o histórico da resposta é dividido em intervalos de tempo  $\Delta t$  com a mesma duração, dentro dos quais o equilíbrio é calculado de forma linear, empregando-se as propriedades determinadas no início do intervalo. A mudança do carregamento inicial, em cada passo de tempo e representando as não linearidades que ocorreram nesse tempo específico, vai depender do estado ao final do intervalo, sendo determinada de forma iterativa.

LARSSON *et al.* (1991) desenvolveram um trabalho com a finalidade de avaliar a influência da condição inicial da superfície e do tratamento de jateamento sobre a resistência à fadiga em flexão do aço para mola SS 2090. O aço foi inicialmente endurecido até um valor de 52-54 HRC. Depois de aplicado o jateamento e, como consequência do mesmo, foram introduzidas

tensões residuais de compressão com um valor máximo de 1000 MPa a uma distância de 0,3 mm abaixo da superfície. O efeito do jateamento aumentou o limite de fadiga em 40%, adicionando-se a conclusão mais importante de que o jateamento introduz tensões residuais de compressão elevadas que, por sua vez, incrementam a vida à fadiga do material. As condições da superfície, antes de aplicar o jateamento, polido para alguns dos corpos de prova e retificado para outros, não tiveram influência significativa no valor final do limite de fadiga. O incremento da tensão de amplitude acima do limite de fadiga provocou falhas iniciais na superfície, tanto para os corpos de prova jateados como para os não jateados. Acredita-se que estas falhas não são apenas devidas à presença de inclusões, mas também pelo relaxamento das tensões residuais em razão da deformação plástica cíclica.

O estudo desenvolvido por JINLIANG H. *et al.* (1994) aborda a aplicação de uma técnica que combina as vantagens do tratamento térmico com as do processo de jateamento, em eixos de transmissão de bombas de óleo. O elemento é submetido primeiramente a um processo de têmpera por indução, com posterior revenido para relaxar tensões e, depois, à técnica do jateamento. Os resultados da aplicação dessa técnica oferecem uma microestrutura adequada com ótimas propriedades mecânicas, especialmente no aumento da vida à fadiga.

Na pesquisa feita por ZHU *et al.* (1995), foram introduzidas diferentes condições de tensões residuais, empregando-se o procedimento de jateamento e trazendo, como resultado, alterações consideráveis no comportamento da propagação de fissuras de fadiga. Foi feito um estudo sistemático sobre os efeitos da variedade de condições na propagação das fissuras, sendo o grau

da intensidade do jateamento estabelecido empregando-se a escala de Almen e tiras de calibração. Para o material estudado (liga de alumínio 7075-T6), como conclusão, observou-se que as intensidades de jateamento para a escala de Almen, acima de 15, representam um efeito benéfico no decréscimo da taxa de propagação da fissura. Além do mais, é preciso jatear toda a área de possível propagação da fissura, caso contrário, os efeitos benéficos do jateamento serão mínimos. A diminuição na taxa de propagação da fissura ocorre como resultado da presença de uma extensa deformação plástica superficial na zona da trajetória da fissura.

As deformações das tiras de Almen, jateadas e fixas nos blocos de Almen, são estudadas experimental e teoricamente, quando incrementado o tempo de jateamento. Observou-se que ocorreram mudanças significativas ao se retirarem os parafusos responsáveis pela fixação das tiras. Aparecem deflexões, principalmente na direção transversal, nas tiras fixas nos blocos, logo que são aplicados os primeiros passes do jateamento. A curvatura e a tensão residual mudam com o incremento do tempo do jateamento. Ao retirarem-se os parafusos de fixação, ocorre uma deflexão e uma grande relaxação das tensões residuais só na direção longitudinal. O trabalho realizado por CAO *et al.* (1995) propõe um modelo para calcular a deformação e as tensões residuais nas tiras fixas e livres.

No trabalho desenvolvido por NATKANIEC-KOCANDA *et al.* (1996) são apresentados os resultados obtidos na pesquisa do comportamento de fissuras de pequeno comprimento, para corpos de prova de aço de médio teor de carbono submetidos à torção. Pelos resultados, concluiu-se que as etapas de iniciação e propagação das trincas diferem completamente no caso dos corpos

de prova jateados para o daqueles não jateados. O jateamento pode acelerar as fases de iniciação e crescimento das fissuras nas primeiras etapas da vida à fadiga. Ao mesmo tempo, a quantidade de fissuras e a taxa de crescimento durante as etapas subseqüentes da propagação foram significativamente menores nos corpos jateados e, o número de trincas com comprimento abaixo de 50  $\mu\text{m}$ , foi 15 vezes menor do que nos corpos não jateados. Este comportamento pode ser atribuído ao grande número de barreiras, à elevada densidade de discordâncias e às tensões residuais compressivas induzidas na camada endurecida.

GUECHICHI *et al.* desenvolveram um modelo, que foi implementado por KHABOU, para prever tensões residuais e deformações plásticas induzidas pelo procedimento de jateamento. Foram considerados os principais fatores que interferem no controle do processo; entretanto, o efeito do atrito tangencial originado entre a esfera que impacta e o material tratado, a relação entre a dureza das partes em contato e o ângulo de incidência não foram levados em conta. FATHALLAH *et al.* (1998) apresentam uma extensão do referido modelo, considerando os aspetos mencionados acima. O material é caracterizado através do modelo de KHABOU, com as considerações de HAMDANE, no caso de carregamento triaxial. A aplicação do modelo, em uma placa de Udimet 720, mostrou boa correlação com as tensões residuais obtidas, utilizando-se a análise de difração por raios X. Os cálculos feitos, empregando-se vários coeficientes de fricção e ângulos de incidência, apresentaram também uma adequada correlação com resultados experimentais disponíveis na literatura.

MEGUID S. A. *et al.* (1999) desenvolveram um modelo tri-dimensional simulando o processo de jateamento por granalha. Os objetivos da pesquisa

foram dirigidos em três direções fundamentais: a) efeito da velocidade, tamanho e forma do projétil sobre a zona plástica originada depois do impacto e o valor das tensões residuais; b) o efeito da distância de separação entre dois projéteis na distribuição das tensões residuais e c) o efeito da taxa de encruamento por deformação do material da placa no desenvolvimento e propagação da zona plástica. Este estudo revelou que a profundidade da camada de tensões e deformações de compressão, assim como as tensões residuais na superfície e abaixo dela, são influenciadas significativamente pela velocidade, o tamanho e a forma do projétil. O trabalho desenvolvido mostrou que o modelo proposto é capaz de capturar as características principais do campo de tensões residuais induzido. Isto demonstra a sua viabilidade como uma efetiva ferramenta de controle e otimização do processo de JPG.

Como se pode observar, a partir das referências brevemente descritas, o problema do estudo das tensões residuais, em suas variadas manifestações, é de grande relevância, possuindo diversas aplicações no campo da engenharia.

### **1.3 Objetivos**

O presente trabalho visa a atingir os seguintes objetivos:

- Fazer modelagens empregando o Método dos Elementos Finitos que permitam gerar e avaliar campos de tensões e/ou deformações residuais introduzidas por carregamento mecânico excessivo. Para isto propõe-se simular:
  1. um ensaio convencional de tração, no qual o carregamento provoque tensões superiores ao limite de escoamento, sem atingir a tensão de ruptura;

2. um corpo de prova submetido à tração com a presença de entalhes que provocam um efeito de concentração de tensões;
  3. uma placa de aço submetida a um carregamento arbitrário de forma a induzir na mesma tensões e deformações residuais;
  4. o processo de jateamento por granalha, simulando o impacto singular de um projétil esférico sobre uma placa, considerando-se o comportamento elasto-plástico dos materiais dos corpos em contato;
- Avaliar o comportamento à fratura de um corpo de prova tipo CT (compact test specimen), submetido ao modo I de carregamento, com tensões residuais, e comparar os resultados com os de um corpo de prova semelhante sem a presença das tensões residuais.
  - Propor uma metodologia para verificar a influência das tensões residuais no comportamento à Fratura empregando o Método dos Elementos Finitos.

#### **1.4 Relevância e Justificativa**

O estudo das tensões residuais benéficas ou prejudiciais e, sua influência no comportamento mecânico dos materiais, constitui um campo muito importante de pesquisa; numerosos trabalhos foram desenvolvidos a esse respeito.

Em muitas ocasiões (devido à complexidade geométrica, peso, e etc) é difícil determinar, de forma experimental, o valor das tensões residuais. Embora existam vários métodos bem estabelecidos, eles possuem limitações para seu emprego. Por outro lado, a necessidade da determinação de tensões residuais através de métodos experimentais pressupõe o fato de se dispor do equipamento mínimo requerido, o que economicamente é, às vezes, inviável.

A disponibilidade cada vez mais crescente de poderosos microcomputadores, e o preço não proibitivo de programas de cálculo, torna possível o desenvolvimento de modelos mais acurados que simulam campos de tensões e deformações residuais.

Na década de 90, houve um apreciável crescimento na publicação de trabalhos de pesquisa relacionados com o tema das tensões residuais. Estes trabalhos abarcam variadas abordagens do problema, de forma experimental, analítica e através de modelagens. Isto nada mais é do que um reflexo da importância que tem o estudo das tensões residuais para a comunidade científica internacional.

O presente trabalho de pesquisa, a partir dos objetivos propostos, pretende oferecer um modesto aporte em relação a este tema. Nesta investigação, o problema será abordado através de modelagens pelo Método dos Elementos Finitos. As modelagens a serem feitas, gerando campos de tensões e deformações residuais devido a um carregamento mecânico excessivo, encontram-se refletidas em numerosas aplicações da prática da engenharia. Espera-se que estas análises contribuam para um melhor esclarecimento deste assunto tão complexo e sirvam como ponto de referência para futuros trabalhos.

### **1.5 Organização do Trabalho**

O Capítulo 1 oferece o posicionamento do tema, os antecedentes históricos e uma revisão bibliográfica de trabalhos desenvolvidos neste campo, assim como os objetivos propostos e a relevância e justificativa deste estudo.

Uma relação dos conceitos básicos acerca das tensões residuais, descrevendo particularidades do processo de jateamento por granalha, carregamento excessivo por tração, assim como das tensões residuais que aparecem no processo de soldagem, será apresentada no Capítulo 2.

O Capítulo 3 trata da modelagem de um ensaio convencional de tração, de um corpo de prova com concentrador de tensões, da introdução de tensões e deformações residuais numa placa de aço e do processo de jateamento por granalha. Destacam-se questões como: dimensões dos modelos, propriedades mecânicas do material, tipo de elementos finitos utilizados, forma de aplicação do carregamento entre outros aspetos.

No Capítulo 4 é apresentada a modelagem de um corpo de prova CT (compact test specimen) de Fratura, avaliando-se a influência das tensões residuais sobre o fator de intensificação das tensões ( $K_I$ ), o deslocamento de abertura da trinca (COD) e o deslocamento de abertura da ponta da trinca (CTOD).

O Capítulo 5 contempla a análise e discussão dos resultados, incluindo-se a validação dos modelos propostos e a comparação dos resultados. O Capítulo conclui com a proposta de metodologia para avaliar a influência das tensões residuais no comportamento à Fratura.

Por último, no Capítulo 6, são apresentadas as conclusões e recomendações do trabalho realizado.

## CAPÍTULO 2

### TENSÕES RESIDUAIS

#### 2.1 Generalidades

As tensões residuais aparecem em um grande número de materiais e peças depois da sua confecção e tratamento e são definidas como aquelas que existem em um componente, sem a presença de carregamento externo e a uma temperatura constante.

Complexas por natureza, estas tensões residuais são objeto de numerosos estudos para sua definição, análise, medição e previsão no caso de uma modelagem ou simulação numérica, assim como para avaliar e prever as conseqüências das mesmas em um material ou peça em questão, GONÇALVES (1996).

#### **Classificação das tensões residuais**

Conforme a origem e/ou distribuição das deformações, as tensões residuais podem ser classificadas em: tensões residuais de primeira ordem  $\sigma^I$ , de segunda ordem  $\sigma^{II}$  e de terceira ordem  $\sigma^{III}$ , SIMON (1997). A escala para a qual são definidas estas tensões estão na ordem de *mm* para o caso de  $\sigma^I$ , alguns  $\mu m$  para as tensões  $\sigma^{II}$ , e de alguns décimos de *nm* para as tensões  $\sigma^{III}$ .

- As tensões residuais de primeira ordem  $\sigma^I$  são uniformes dentro de grandes zonas do material, que abarcam vários grãos. Elas estão equilibradas no conjunto da peça e são chamadas tensões residuais macroscópicas.

- As tensões residuais de segunda ordem  $\sigma^{\text{II}}$  são homogêneas no interior de um grão ou de uma fase. Sua escala está ao nível da microestrutura do material, a qual pode ser observada através de um microscópio ótico. O equilíbrio destas tensões é realizado entre alguns grãos.
- As tensões residuais de terceira ordem  $\sigma^{\text{III}}$  são homogêneas em regiões muito pequenas do material, algumas distâncias interatômicas. Estão em equilíbrio dentro de uma pequena parte de um grão e são sensíveis às deformações que existem ao nível da rede cristalina. Estes defeitos somente podem ser observados com o emprego da microscopia eletrônica.

Esta classificação simplifica a dificuldade para se separar conceitualmente as tensões residuais  $\sigma^{\text{II}}$  e  $\sigma^{\text{III}}$  e pode-se falar então em termos de:

- Macrotensões: Tensões  $\sigma^{\text{I}}$ .
- Microtensões: Tensões  $\sigma^{\text{II}}$  e  $\sigma^{\text{III}}$ . As tensões  $\sigma^{\text{II}}$  podem chamar-se de microtensões homogêneas e as tensões  $\sigma^{\text{III}}$ , microtensões heterogêneas.

A tensão residual local é a superposição destes três tipos de tensões:

$$\sigma^R = \sigma^{\text{I}} + \sigma^{\text{II}} + \sigma^{\text{III}} \quad \mathbf{2.1}$$

A maioria das pesquisas fazem referência às tensões residuais macroscópicas  $\sigma^{\text{I}}$ , as quais estão relacionadas com o começo de funcionamento das peças e elementos de máquinas, partes de estruturas, etc. Isto é do domínio da Mecânica dos Materiais, que utiliza as propriedades mecânicas médias para descrever as tensões mecânicas dentro do material, com relações tensão-deformação bem estabelecidas.

Quando a escala de descrição do material está na ordem de  $\sigma^{\text{II}}$  e  $\sigma^{\text{III}}$ , as formulações das relações tensão-deformação aumentam progressivamente seu grau de complexidade.

Neste estudo consideram-se apenas as tensões macroscópicas  $\sigma^{\text{I}}$ .

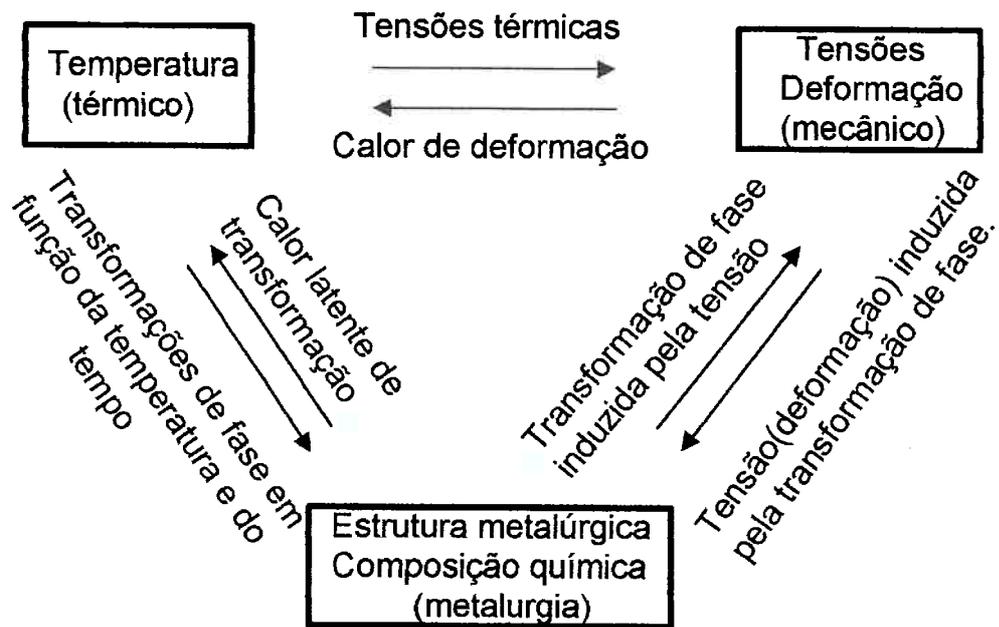
### ***Origem das tensões residuais***

As tensões residuais de primeira ordem são geradas como consequência dos tratamentos térmicos, termoquímicos, termomecânicos e mecânicos. Podem aparecer quando o material é solicitado termicamente, submetido a mudança na composição e/ou estrutura e quando é requerido mecanicamente. As origens das tensões residuais partem de diferentes procedimentos ou da interação entre eles.

A Figura 2.1, SIMON (1997), apresenta um esquema triangular de interação térmico-mecânico-metalúrgico, que explica a complexidade da gênese das tensões residuais devido ao tratamento dos materiais.

Assim, cada tratamento mecânico, térmico, químico, ou a combinação de alguns deles, vai provocar o surgimento de tensões internas dentro do material.

Se estas tensões originam deformações plásticas não homogêneas que permanecem ao final do tratamento, a peça apresentará tensões residuais.



**Figura 2.1 - Esquema triangular da interação térmica-mecânica-metalúrgica na gênese das tensões residuais**

Na Tabela 2.1 são apresentados os principais procedimentos de elaboração, tratamento, montagem, trabalho durante o serviço, etc, que podem originar tensões residuais. Em determinados casos, alguns destes procedimentos são utilizados para gerar tensões residuais favoráveis às propriedades de emprego do material, por exemplo, o jateamento.

Para outros casos o procedimento provoca tensões favoráveis ou não; é o caso, por exemplo, do tratamento térmico.

**Tabela 2.1 - Principais fontes das tensões residuais de primeira ordem**

<b>Carregamento elasto-plástico</b>	Flexão, torção, tração, compressão.
<b>Usinagem</b>	Polimento, retificação, torneamento, fresagem.
<b>Montagem e compósitos</b>	Soldagem, colagem, composição.
<b>Conformação</b>	Laminação, trefilação, martelamento, jateamento, forjamento.
<b>Tratamentos térmicos e termoquímicos superficiais</b>	Têmpera, cementação, carbonitretação, nitretação.
<b>Revestimento</b>	Galvanização, PDV, CVD.

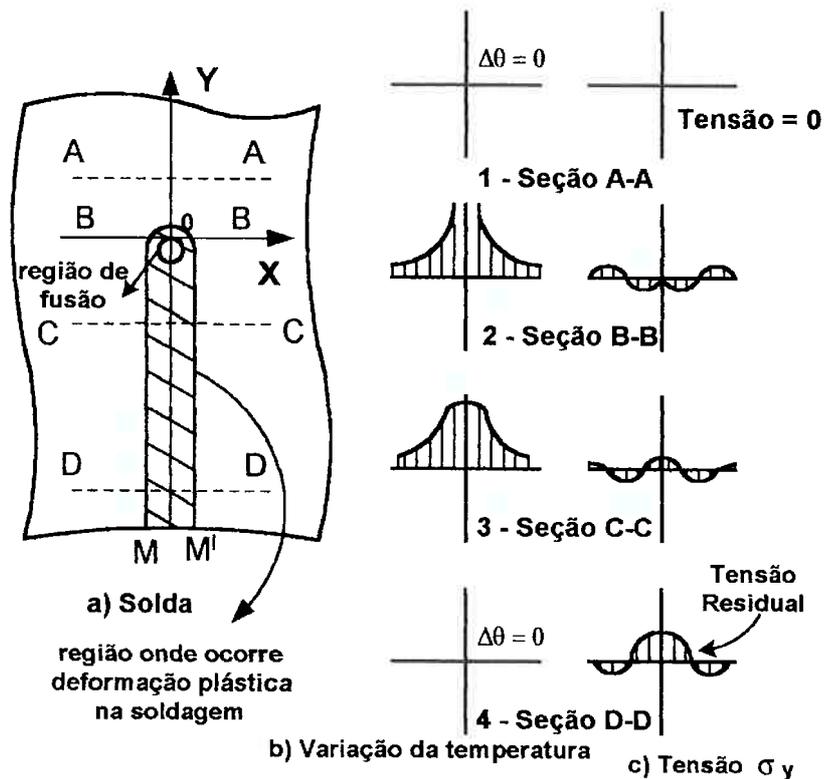
## 2.2 Tensões Residuais na Soldagem

Como foi referido na introdução do presente trabalho, a análise das tensões residuais no processo de soldagem, possui um elevado grau de complexidade. A dificuldade tem sua origem no mecanismo de formação destas tensões, as quais começam a partir de uma distribuição desigual de temperatura como consequência da concentrada fonte de calor associada com todos os processos de soldagem, GONÇALVES (1996).

As deformações incompatíveis, que surgem, provocam a aparição de tensões auto-equilibradas que permanecem na estrutura da solda depois de ela esfriar até a temperatura ambiente, as quais são as chamadas tensões residuais.

Estas tensões residuais podem influir, e de fato influem, de forma negativa no comportamento da estrutura em serviço.

Para compreender fisicamente como são originadas as tensões residuais no processo de soldagem, podem ser observadas, na Figura 2.2, as mudanças de temperatura e tensões que ocorrem em uma solda a topo.



**Figura 2.2 - Representação esquemática das mudanças na temperatura e a tensão durante o processo de soldagem em uma junta topo**

O arco de soldagem, que vai movimentando-se a uma velocidade  $v$ , é colocado na origem O, como se observa na Figura 2.2 (a).

A Figura 2.2 (b) oferece a distribuição de temperatura em varias seções transversais. Na seção A-A, a mudança de temperatura  $\Delta\theta$  é praticamente zero. Já na seção B-B, que cruza a posição onde se encontra o arco, a mudança de temperatura é muito rápida e a distribuição da mesma é desigual.

Para a seção C-C, onde o arco já passou, a distribuição de temperatura é apresentada na Figura 2.2 (b)-3 e, por último, na seção D-D, que está muito longe do arco; neste caso, a temperatura é também praticamente zero.

A Figura 2.2 (c) ilustra a distribuição de tensões  $\sigma_y$  nestas seções. Tensões na direção do eixo x ( $\sigma_x$ ), e tensões de cisalhamento ( $\tau_{xy}$ ), também aparecem no campo bidimensional de tensões.

Na seção A-A, as tensões devido à soldagem são de aproximadamente zero. A distribuição de tensões na seção B-B pode ser observada na Figura 2.2 (c)-2. Como o metal fundido não suporta carga, tensões na região correspondente ao arco são de quase zero. Para as regiões vizinhas, as tensões serão de compressão, provocadas pela restrição que oferece o metal localizado onde a temperatura é mais baixa. Nas regiões que estão mais distantes da linha da solda, as tensões serão de tração, estabelecendo-se um balanço com as de compressão, correspondentes às regiões próximas da solda. Ou seja:

$$\int \sigma_y dx = 0$$

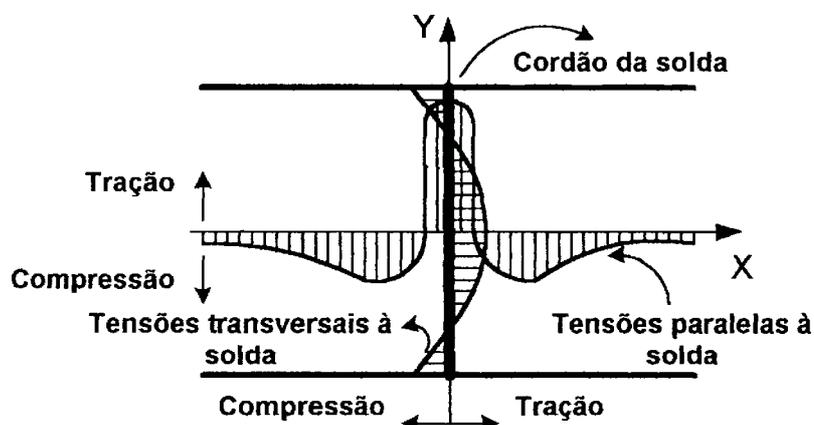
na seção B-B.

Na seção C-C, a distribuição de tensões aparece da forma apresentada na Figura 2.2 (c)-3. O metal de solda e o metal base nas regiões próximas da solda têm-se esfriado; é por isso que existe uma contração que origina tensões de tração nas regiões que se localizam perto da solda. Na medida em que a distância a partir da solda é maior, as tensões mudam para compressão e depois voltam a ser de tração de novo.

A Figura 2.2 (c)-4 oferece a distribuição de tensões na seção D-D. São produzidas elevadas tensões de tração nas regiões próximas da solda, ao mesmo tempo em que tensões de compressão aparecem nas zonas distantes da linha da solda. Esta é a distribuição de tensões que aparece depois de

concluído o processo de soldagem. A área M-M na Figura 2.2 (a) é a região onde ocorrem deformações plásticas durante o ciclo térmico de soldagem. A região com forma de ovo perto da origem, O, indica a região onde o metal é fundido. A região que está fora da área M-M terá um comportamento elástico durante todo o tempo do processo de soldagem.

A Figura 2.3 apresenta a distribuição de tensões em uma junta soldada a topo.



**Figura 2.3 - Distribuição de tensões  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  numa junta soldada a topo**

### 2.3 Tensões residuais por Carregamento Mecânico Excessivo

Em muitos casos encontrados na prática, as tensões e deformações residuais surgem como consequência de um carregamento mecânico excessivo. Isto acontece, fundamentalmente, em processos de conformação mecânica, por exemplo, laminação, forjamento, trefilação e outros. Em determinadas situações aparecem conjuntamente tensões e deformações. Em outros casos, por exemplo, no ensaio convencional de tração, ao se descarregar o corpo de prova sem que se atinja a ruptura somente aparecem, deformações residuais.

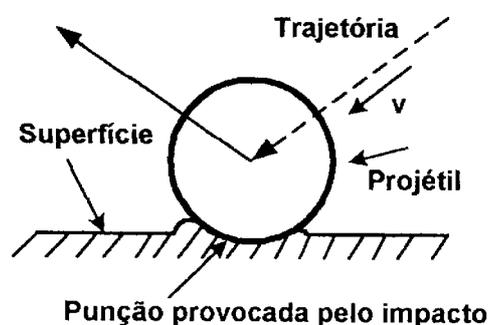
Nos processos de conformação anteriormente referidos, a distribuição de tensões e deformações residuais é irregular e difícil de se determinar. Partindo-se de modelagens mais simplificadas, é possível estabelecerem-se metodologias que permitam fazer aproximações para casos mais complexos.

#### **2.4 Processo de Jateamento por Granalha (JPG)**

O jateamento por granalha é um procedimento mecânico, que consiste em se aplicar um jato de pequenas bolas de aço de meio teor de carbono, aço inoxidável, vidro ou material cerâmico à superfície da peça, tendo como objetivo a criação de uma camada superficial com elevadas tensões de compressão, para melhorar significativamente a vida útil do elemento de máquina ou do componente estrutural, BRAISTED (1999); FU *et al.* (1998).

##### **Efeito do jateamento sobre a superfície**

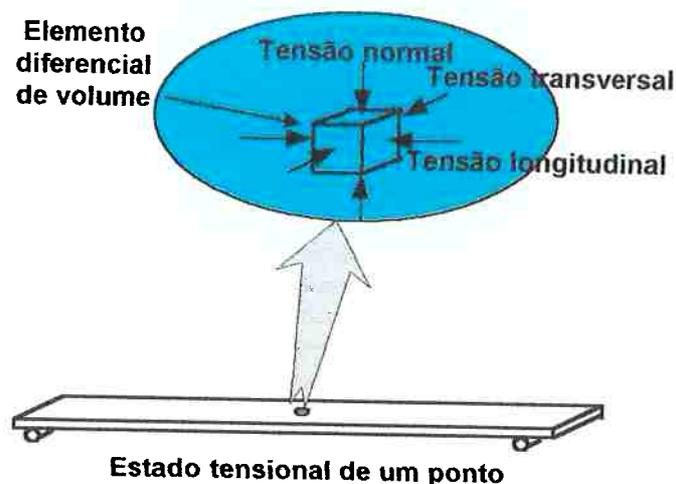
Cada impacto provoca uma pequena punção na superfície, trazendo, como consequência, um alongamento permanente da mesma e de uma pequena zona embaixo dela, Figura 2.4, THE WHEELBRATOR (1977).



**Figura 2.4 - Impacto da bola sobre a superfície da peça**

Este fenômeno promove um aumento na resistência da superfície através da mudança da forma e orientação dos grãos cristalinos. Isto oferece a vantagem de se elevar a resistência ao escoamento e à fratura. A variação na forma e orientação dos grãos cristalinos não é a única mudança causada pelo jateamento.

Devido aos impactos, aparecerão tensões longitudinais, transversais e normais de compressão na superfície e, até a uma determinada profundidade, abaixo dela. Depois de terminado o processo, permanecerão nestas zonas tensões residuais: uma tensão longitudinal de compressão, uma tensão transversal de compressão e uma componente de tensão de compressão normal localizada um pouco abaixo da superfície, como mostra a Figura 2.5.



**Figura 2.5 - Estado tridimensional de tensões de compressão provocado pelo processo de jateamento por granalha**

Este estado tridimensional de tensões vai diminuir o valor da tensão longitudinal de tração que é originada pela aplicação de uma carga ou momento de flexão. Uma tensão de tração de determinada intensidade possui maior tendência a causar o começo da trinca de fadiga do que uma tensão de compressão da mesma grandeza, razão pela qual o estado de tensão residual

de compressão produzido pelo jateamento eleva, em geral, a resistência à fadiga da peça jateada.

Existe uma elevação momentânea da temperatura devido à transformação de energia, suficiente, possivelmente, para afetar o escoamento plástico das fibras superficiais. Entretanto, o efeito do jateamento é definido como um trabalho a frio, diferente do escoamento plástico que ocorre nos processos onde vão intervir elevadas temperaturas.

As fibras localizadas abaixo das camadas superiores não são tracionadas até seu limite de escoamento e assim manterão seu comportamento elástico. Estas fibras encontram-se unidas às superiores já tensionadas pelo processo de jateamento e, depois de finalizado o tratamento, levam-nas até um comprimento menor que aquele que elas atingiriam. Do equilíbrio resultante observar-se-á que as fibras da superfície ficam com tensões residuais de compressão, enquanto as outras, mais internas, possuem tensões de tração.

Trabalhos desenvolvidos experimentalmente em relação ao jateamento, DRECHSLER (1998); FREDDI *et al.* (1997); GIRISH *et al.* (1997); MARTIN *et al.* (1998), mostram que a tensão superficial de compressão é várias vezes maior que a tensão de tração no interior da seção. Sendo assim, quando aplicadas as tensões de serviço, que poderiam impor uma tensão de tração sobre a superfície, a mesma é reduzida pelas tensões residuais de compressão existentes nas fibras superficiais. Por outro lado, é sabido que as falhas por fadiga geralmente são uma consequência das tensões de tração. Quanto menores as tensões de tração, maior a resistência do material à fadiga.

### **2.4.1 Fundamentos Teóricos**

O jateamento é um processo que envolve impactos múltiplos e repetidos de partículas com elevada dureza, de tamanho entre 0.25 e 1 mm, contra a superfície da peça, em velocidades que variam de 20 a 150 m/s. A punção em cada ponto de impacto ocorre como resultado de uma deformação plástica local.

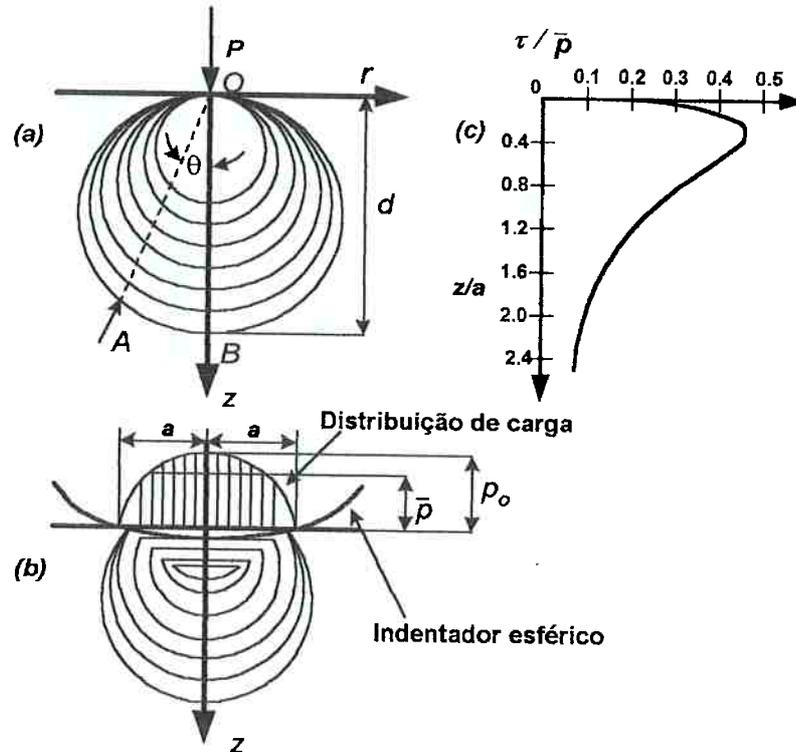
Apresenta-se nesta parte do trabalho uma análise teórica que relaciona parâmetros tais como velocidade, tamanho e densidade da esfera e dureza da placa, com a espessura da camada deformada plasticamente.

É evidente que o comportamento do contato entre cada esfera e a peça é dinâmico. No procedimento do jateamento as esferas que impactam são pequenas e de elevada dureza. É por isso que o tempo de trânsito das ondas de tensão é muito menor que o tempo de duração do contato. Justifica-se, então, ignorar os efeitos da inércia no interior do corpo da placa, sendo possível fazer uma aproximação para um modelo quase-estático.

#### **Representação de Hertz**

O campo elástico de tensões provocado por uma carga concentrada  $P$ , atuando em uma superfície semi-infinita, é conhecido como o problema de Boussinesq, AL-OBAID (1995). A figura 2.6 (a) apresenta a tensão resultante  $\sigma = 3P/2\pi d^2$  em um plano paralelo à superfície, em que " $d$ " é o diâmetro do círculo. Em um problema bidimensional, estes círculos seriam linhas de tensão de cisalhamento constante. Na Figura 2.6 (b) aparecem linhas de máxima

tensão elástica de cisalhamento, que surgem em uma pequena punção esférica obtida a partir de uma análise de Hertz.



**Figura 2.6** (a) Solução de Boussineq para uma carga concentrada  $P$   
 (b) linhas de contato ( $\tau/\bar{p}$ )  
 (c) ( $\tau/\bar{p}$ ) em função de ( $z/a$ ) para a linha vertical central  
 (distribuição adimensional da tensão de cisalhamento na profundidade)

A distribuição de carga é hemisférica, e a relação entre a pressão média  $\bar{p}$  e a máxima pressão " $p_0$ " é  $2/3$ . As linhas de máxima tensão de cisalhamento  $\tau$  representam valores não dimensionais de  $\tau/\bar{p}$ . A Figura 2.6 (c) apresenta o gráfico de  $\tau/\bar{p}$  em função da distância não dimensional abaixo da superfície  $z/a$ , a partir da linha vertical central, onde  $z$  é a distância a partir da superfície.

A situação de contato em que a tensão de escoamento ( $\sigma_e$ ) é atingida no ponto  $0.47a$ , abaixo da superfície, e quase única e corresponde a  $\tau/\bar{p} = 0,468$ .

Empregando-se o critério de Tresca, a tensão neste ponto será igual a  $0.5\sigma_e$  e, portanto,  $p=1.07\sigma_e$ , sendo a máxima pressão  $p_o=1.605\sigma_e$ . A pressão média nas condições de plasticidade total é aproximadamente  $\bar{p} = 3\sigma_e$ .

O problema da determinação da profundidade da zona plástica em um escoamento plástico axissimétrico é discutido por SHAW; DE SALVO (1970), AL-OBAID (1995). Relacionando a solução de Hertz com a solução de Boussineq, eles obtiveram uma situação de carregamento concentrado equivalente, a partir da qual é obtida a curva de máxima tensão de cisalhamento que define a fronteira plástica. A profundidade na qual é encontrada esta fronteira plástica é de  $h_p=1.816a$  abaixo da superfície, correspondente a um valor de  $\sqrt{\bar{p}}$  de 0.177, considerando o raio da esfera que impacta como  $R$  e a profundidade de punção  $\bar{Z}$  (assumindo  $a^2=2\bar{Z}R$ ).

$$\frac{h_p}{R} = 2.57 \left[ \frac{\bar{Z}}{R} \right]^{\frac{1}{2}} \quad 2.2$$

Empregando-se a equação correspondente ao modelo feito, considerando-se a punção uma cavidade esférica, em que  $h_p=2.3a$ , temos que:

$$\frac{h_p}{R} = 3.25 \left[ \frac{\bar{Z}}{R} \right]^{\frac{1}{2}} \quad 2.3$$

Comparando-se estas duas equações com resultados experimentais para vários tipos de aço, chegou-se à conclusão de que a equação mais representativa é, AL-OBAID (1995):

$$\frac{h_p}{R} = 3 \left[ \frac{\bar{Z}}{R} \right]^{\frac{1}{2}} \quad 2.4$$

### Considerações sobre a plasticidade

Como já foi mencionado, para os propósitos do jateamento, os efeitos de inércia no material impactado não são considerados. É devido a esta consideração que o processo de deformação pode ser considerado pseudodinâmico. Isto pode ser comprovado por evidências experimentais.

A equação do movimento durante o contato, AL-OBAID (1995), é:

$$\frac{4}{3}\pi\rho R^3 \frac{dv_p}{dt} = -\pi a^2 \bar{p} \quad 2.5$$

onde  $\rho$  é a densidade do material e  $v_p$  a velocidade do projétil.

O valor de pressão media  $\bar{p}$ , que faz resistência ao movimento é dado por

$$\frac{\bar{p}}{\sigma_e} = 0.6 + \frac{2}{3} \ln \frac{Ea}{\sigma_e R} \quad 2.6$$

para  $Ea/\sigma_e R$  acima de 36, o que corresponde a uma punção de  $0,004R$  para aços com  $\sigma_e/E = 0,0024$ , AL-OBAID (1995). Substituindo-se a eq. 2.6 em 2.5 e integrando utilizando-se  $dv_p/dt = v_p(dv_p/dz)$ , obtém-se:

$$\frac{\bar{Z}}{R} = \left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{\rho V_o^2}{p}\right)^{\frac{1}{2}} Q \quad 2.7$$

onde  $\bar{Z}$  é a punção final,  $\bar{p} = 3\sigma_e$ ,  $V_o$  a velocidade inicial do projétil

e

$$Q = \left\{ \left( 0.2 + \frac{2}{9} \ln \frac{E}{\sigma_e} \right) + \frac{1}{9} \left[ \ln \left( \frac{2Z}{R} \right) - \frac{4Z}{R} \right] \right\}^{\frac{1}{2}} \quad 2.8$$

Esta equação governa as etapas iniciais da deformação, porém, quando o valor da pressão atinge  $3\sigma_e$ , tratar-se-ia de uma análise plástica. Assumindo-se que  $\bar{p}$  permanece constante durante o processo de punção, a solução da equação 2.7 será

$$\frac{\bar{z}}{R} = \left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{\rho V_0^2}{\bar{p}}\right)^{\frac{1}{2}} \quad 2.9$$

que corresponde a  $Q=1$  na equação 2.8

O termo não dimensional  $\frac{\rho V_0^2}{\bar{p}}$  está presente na maioria dos problemas relacionados com impacto. Ele representa a severidade do impacto e é chamado às vezes de "número de dano".

### Zona plástica

Cada impacto provoca o surgimento de uma pequena zona plástica. No percurso do tempo, o fluxo do jato de esferas sobre a superfície possibilita o surgimento de mais e mais zonas plásticas, até formar uma camada plástica uniforme de espessura  $h_p$ .

As deformações locais produzidas por cada impacto irão interagir umas com as outras, originando um valor final médio em toda a superfície, de maneira que o estado final de tensão é provocado como um resultado do efeito integrado de ações progressivas e não por uma ação instantânea sobre a mesma.

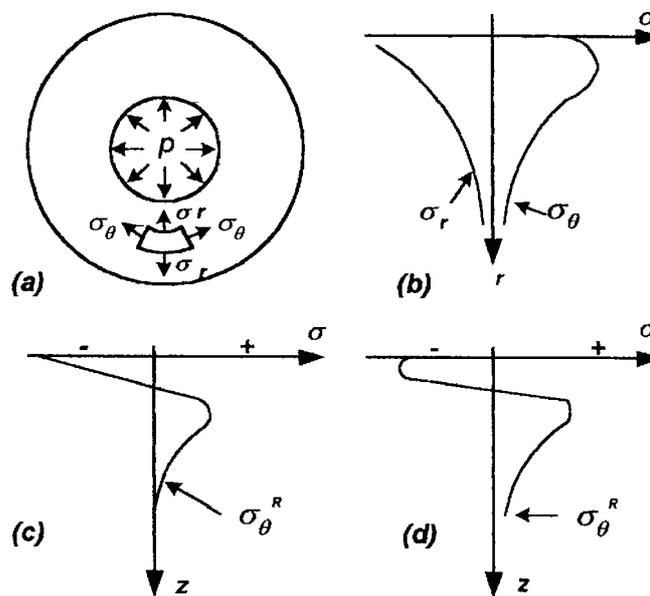
Combinando-se as equações 2.4 e 2.9 obtém-se:

$$\frac{h_p}{R} = 3 \left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{1}{4}} \left(\frac{\rho V_0^2}{\bar{p}}\right)^{\frac{1}{4}} \quad 2.10$$

Esta é a equação mais útil que relaciona os parâmetros no processo de jateamento. A equação revela que o valor da profundidade da zona plástica é incrementado com o aumento de tamanho da esfera, o aumento da densidade e da velocidade e é inversamente proporcional à dureza da superfície (considerando-se  $\bar{p} = 3\sigma_e$ , na medida em que se aumenta o limite de escoamento, maior será a dureza do material).

**Modelo esférico de representação do processo de jateamento**

Este modelo faz supor que o campo de tensões que se encontra abaixo de cada punção pode ser representado como um meio elasto-plástico, contendo uma cavidade esférica, conforme se observa na Figura 2.7, AL-OBAID (1995).



**Figura 2.7 (a) Modelo da cavidade pressurizada. (b) Tensões radial e circunferencial em uma esfera elasto-plástica (c) Distribuição da tensão residual circunferencial (d) Distribuição de tensão residual com escoamento secundário**

Segundo este modelo, a distribuição de tensões radial e circunferencial será:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_r}{\sigma_e} &= -2 \ln\left(\frac{C}{r}\right) - \frac{2}{3} \left(1 - \frac{C^3}{b^3}\right) \\ &= \frac{\sigma_\theta}{\sigma_e} - 1 \quad R \leq r \leq C \end{aligned} \quad 2.11$$

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_r}{\sigma_e} &= -\frac{2}{3} \frac{C^3}{b^3} \left(\frac{b^3}{r^3} - 1\right) \quad C \leq r \leq b \\ \frac{\sigma_\theta}{\sigma_e} &= \frac{2}{3} \frac{C}{b^3} \left(\frac{b^3}{2r^3} + 1\right) \end{aligned} \quad 2.12$$

Levando-se em consideração a resistência de todas as zonas plásticas esféricas à flexão e a força axial e supondo que  $b = R + h$ ,  $r = z + R$ ,  $\sigma_\theta = \sigma_{(z)}$ , e  $C = h_p + R$ , sendo  $h$  a espessura e  $b$  a largura, a distribuição de tensões fica:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{(z)}}{\sigma_e} &= 1 - 2 \ln\left(\frac{h_p + R}{z + R}\right) - 2 \left[1 - \left(\frac{h_p + R}{h + R}\right)^3\right], \\ 0 &\leq z \leq h_p \end{aligned} \quad 2.13$$

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{(z)}}{\sigma_e} &= \frac{2}{3} \left(\frac{h_p + R}{h + R}\right)^3 \left[ \frac{1}{2} \left(\frac{h_p + R}{z + R}\right)^3 + 1 \right], \\ h_p &\leq z \leq h \end{aligned} \quad 2.14$$

Pode-se observar que através das equações 2.13 e 2.14 e segundo este modelo teórico, é possível determinar o valor da tensão residual em função do valor de profundidade ( $z$ ) escolhido.

Considerando-se que o descarregamento ocorre devido à ação da placa completa, então:

$$\sigma^R(z) = \sigma(z) - \frac{12\bar{M}}{h^3b} \left( \frac{1}{2}h - z \right) - \frac{F}{bh} \quad 2.15$$

com  $\sigma(z)$  das eq. 2.13 e 2.14

$$\begin{aligned} \frac{\bar{M}}{\sigma_e} = & h_p \left( \frac{1}{2}h + R \right) - R(h+R) \ln \left( 1 + \frac{h_p}{R} \right) + \frac{1}{3}h_p(h-h_p) \left[ 1 - \left( \frac{h_p+R}{h+R} \right)^3 \right] \\ & - \frac{1}{12} \left\{ \left( \frac{h_p+R}{h+R} \right)^3 \left[ (h+R)(3h+2R) - 4h_p(h-h_p) \right] + (h-2R-4h_p)^2 \right\} \end{aligned} \quad 2.16$$

$$\frac{F}{\sigma_e} = 2R \ln \left( 1 + \frac{h_p}{R} - \frac{4}{3}h_p \right) + \frac{1}{6} \left( \frac{h_p+R}{h+R} \right)^3 (3h-R) + \frac{1}{6}(h_p+R) \quad 2.17$$

onde  $\bar{M}$  é o momento fletor médio e  $F$  a força axial que atuam em uma placa de pouca espessura.

Para  $h \gg h_p$  e  $h \gg R$ , as eq. 2.16 e 2.17 podem ser simplificadas em

$$\frac{\bar{M}}{\sigma_e} \approx \frac{5}{6}h_ph - hR \ln \left( 1 + \frac{h_p}{R} \right) - \frac{(h_p+R)^3}{3h} \quad 2.18$$

$$\frac{F}{\sigma_e} = \frac{1}{6}(h_p+R) - \frac{4}{3}h_p + 2R \ln \left( 1 + \frac{h_p}{R} \right) + \frac{(h_p+R)^3}{2h^2} \quad 2.19$$

#### 2.4.2 Parâmetros Básicos de Controle do Processo de JPG, THE WHEELBRATOR (1977)

- **Intensidade potencial do jateamento**

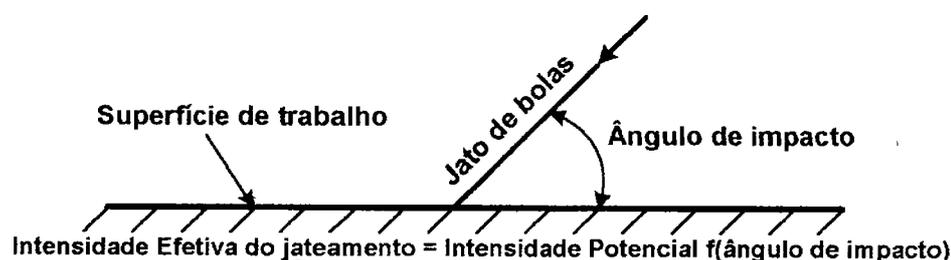
É uma característica instantânea do jato de bolas, e vai ser governada pela velocidade das bolas, pela sua dureza, e pelas dimensões e peso das mesmas. É independente do número de bolas no jato em um tempo dado e do tempo de exposição.

- **Intensidade efetiva do jateamento**

Está relacionado com o efeito do jato sobre a superfície da peça. Depende da intensidade potencial do jateamento do jato e do ângulo de impacto da bola. É medido como altura do arco para uma cobertura total.

- **Ângulo de impacto**

Observa-se na Figura 2.8, THE WHEELBRATOR (1977), como o ângulo de impacto é formado entre a superfície e a direção do jato. Tem sido demonstrado experimentalmente que a intensidade efetiva do jateamento varia diretamente com o seno do ângulo do impacto. No momento em que a bola golpeia a superfície com um ângulo reto, a intensidade efetiva do jateamento será igual à intensidade potencial do mesmo.



**Figura 2.8 - Ângulo de impacto e Intensidade Efetiva do jateamento**

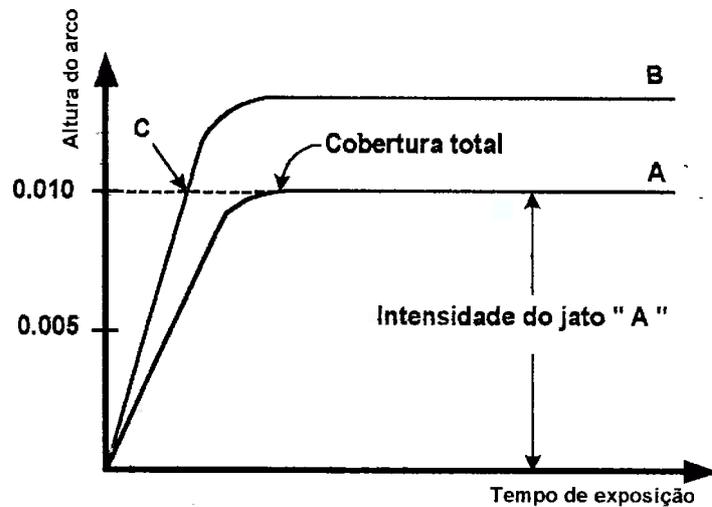
- **Altura do arco (arc height)**

É a deflexão máxima medida em um corpo de prova com forma de lâmina retangular, a qual é jateada somente em uma das suas faces.

- **Cobertura (coverage)**

Estará em função do tempo de exposição da superfície ao jato de bolas.

É importante distinguir a diferença que existe entre os termos, altura do arco e intensidade efetiva no processo de jateamento. A Figura 2.9 ilustra essa diferença.



**Figura 2.9 - Altura do arco em função do tempo de exposição para dois jatos de diferente intensidade A e B**

A curva A indica que a altura do arco, medida no equipamento de Almen, será incrementada com o tempo de exposição, até alcançar a cobertura total. Neste ponto, a curva fica horizontal, portanto, a partir de aqui, o parâmetro altura do arco será independente do tempo de exposição. Quando é obtida a cobertura total, a altura do arco representa o quanto efetivo foi o jateamento.

Suponha-se que a intensidade do jato A na Figura 2.9 seja representada por uma altura do arco com valor igual a  $0,010 \text{ pol}$ . Esta mesma altura poderia ter sido obtida através de uma exposição limitada ao jato B (ponto C), que possui uma maior intensidade; só que isto não representaria a intensidade efetiva do jateamento como um valor de altura do arco para uma cobertura parcial.

### **Equipamento de Almen**

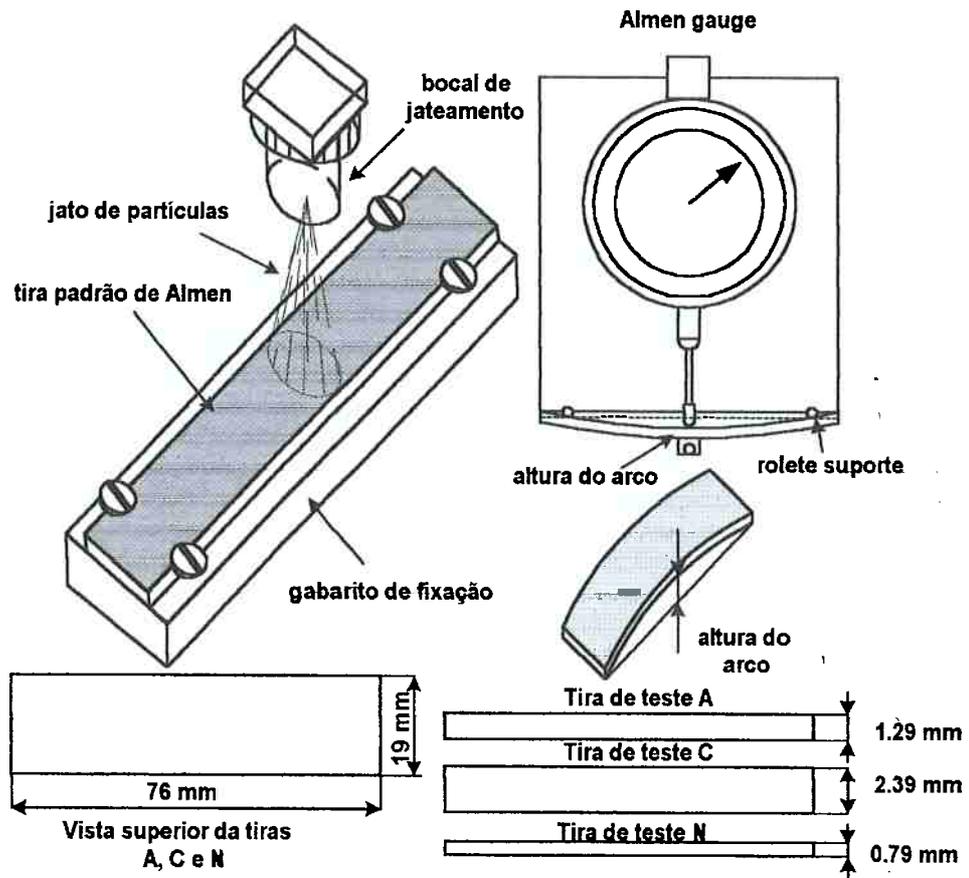
A efetividade do processo de jateamento depende do estrito controle das propriedades do jato, sendo a tensão residual compressiva induzida, assim como a profundidade do campo de tensões, influenciadas por parâmetros de

operação do equipamento e características do material a ser jateado. A intensidade do jateamento, como já foi dito, é função do tamanho e do material das esferas, de sua dureza, da velocidade e do ângulo de incidência na peça. Ela é quantificada através do emprego do equipamento de Almen.

Este pesquisador desenvolveu um ensaio para a medida e calibração da energia de impacto, utilizando corpos de prova de aço SAE 1070, CAO *et al.* (1995), chamados tiras de Almen. O ensaio consiste em jatear uma tira que se encontra presa a um bloco de aço em apenas um de seus lados, durante um certo intervalo de tempo. Após a retirada do corpo de prova, a altura do arco produzido na tira devido à tensão residual compressiva, induzida pela deformação plástica, é medida em um relógio comparador padrão de Almen (polegadas).

A Figura 2.10 apresenta o equipamento de Almen, assim como as dimensões das três tiras utilizadas no ensaio. A tira A é empregada para testes que produzam uma altura do arco de 0,15 a 0,60 mm. A tira N é utilizada para intensidades menores que a tira A, e a tira C, para grandes intensidades. A intensidade de Almen é expressa por um número seguido de uma letra, em que o número, dividido por 1000, indica a altura do arco em polegadas, sendo que a letra representa o tipo de tira.

A faixa mais comum da Intensidade de Almen se situa entre 4 e 24A, especificando-se com uma tolerância numérica de 2; por exemplo, (10-12A), indica uma altura do arco entre 0,010 e 0,012 pol.(0,254 e 0,304 mm), em um corpo de prova de Almen do tipo A.



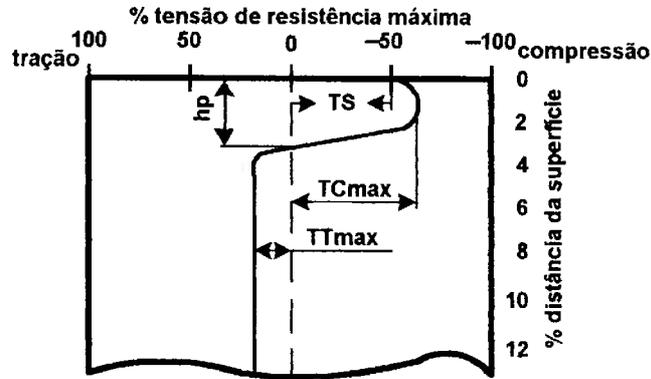
**Figura 2.10 - Equipamento de Almen**

### 2.4.3 Distribuição das tensões residuais

O conhecimento do perfil de tensões residuais provocado pelo processo de jateamento é de vital importância, não só para o controle do procedimento, como para a avaliação dos efeitos positivos e negativos dessas tensões no material.

A Figura 2.11 apresenta o perfil típico do campo de tensões produzido pelo jateamento e suas mudanças ao longo da profundidade do material. Observa-se que as tensões residuais compressivas apresentam-se em uma pequena camada superficial e que as tensões residuais trativas, que se equilibram com as primeiras são de menor magnitude, porém, vão estender-se

em uma região maior. Nota-se também o brusco gradiente de tensões existente na transição entre as regiões compressiva e trativa.

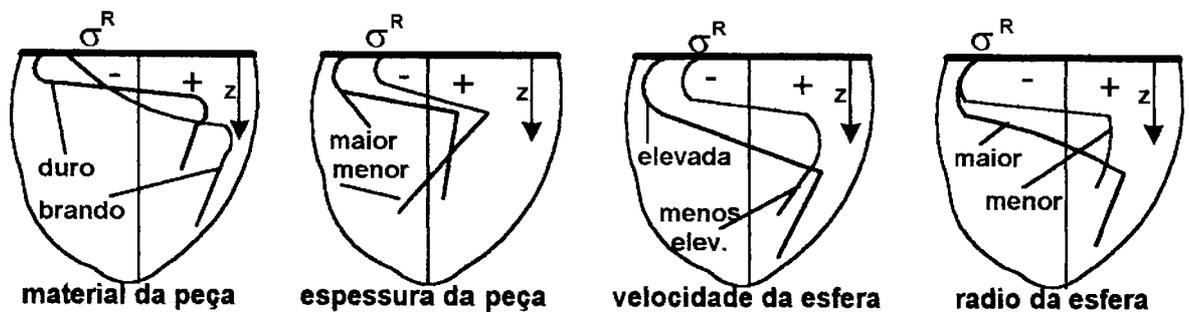


**Figura 2.11 - Características do perfil de tensões residuais em uma placa jateada**

Na Figura 2.11 tem-se:

- **TS** -Tensão superficial
- **TCmax**- Tensão compressiva máxima
- **hp** - Profundidade da zona deformada plasticamente
- **TTmax**- Tensão trativa máxima

A Figura 2.12 representa a influência do material da peça, da espessura da mesma ( $\delta$ ), da velocidade ( $v_p$ ) e do raio da esfera ( $R$ ) sobre o perfil de tensões residuais, SCHIFFNER *et al.* (1999).



**Figura 2.12 - Influência de diversos fatores no perfil de tensões residuais**

#### **2.4.4 Aplicações do JPG**

O jateamento é reconhecido como uma via excelente para a prevenção de falhas devidas à fadiga. Entretanto, o emprego deste procedimento no projeto de partes de máquinas e estruturas, como forma de reduzir os custos de produção, oferece uma vantagem muito atrativa, porém, às vezes, ignorada.

Não é difícil reparar no fato de que, para muitos casos, nos quais estaria envolvido um alto volume de produção, um incremento de 20 % na tensão de serviço, devido à aplicação do tratamento, iria permitir uma redução no tamanho da peça. O emprego desta vantagem nem sempre é possível, mas é importante a sua consideração.

O processo de jateamento pode ser aplicado em peças de configuração irregular, nas quais o tratamento térmico poderia causar uma excessiva distorção. Ele pode ser aplicado também em peças recém fabricadas, ou sobre áreas específicas de estruturas e elementos de máquinas. Usualmente, o jateamento é um dos últimos passos na fabricação de uma peça; tratamentos térmicos, usinagem, esmerilhamento, assim como outras operações similares, podem ser feitas antes da operação do jateamento.

O jateamento é hoje um processo estabelecido, tendo sido comprovado seu valor em um grande número de aplicações; entretanto, não é um método que possa corrigir os defeitos resultantes de um projeto deficiente ou de técnicas de fabricação aplicadas de forma incorreta.

Na maioria dos casos em que o jateamento foi utilizado de maneira inteligente e controlada, o melhoramento resultante no aumento da vida à fadiga foi realmente surpreendente. No caso de braços oscilantes de determinado aço, por exemplo, o aumento da resistência à fadiga registrou-se

em 1400%, em pinhões, 1500%, em árvores de transmissão em motores, 900%, para bielas, 1000%, assim como em outras situações, THE WHEELBRATOR (1977).

As vantagens derivadas desse aumento tão considerável na vida à fadiga serão manifestadas em todas as etapas do processo de fabricação: projeto, produção e vendas.

Como resultado do aumento de resistência à fadiga, o elemento fabricado pode ser menor e mais leve, ZINN *et al* (1999); WAGNER *et al* (1999). Ligas de um preço elevado podem ser substituídas por aço carbono de menor custo. Em situações específicas o processo de produção pode ser mais rápido, aplicando-se o jateamento, em vez da retificação.

Uma maior segurança, economia e conforto são oferecidos ao consumidor pelo jateamento. Partes vitais de estruturas, máquinas, etc, vão ter um maior tempo de vida útil, com um custo muito mais baixo.

Demonstrou-se que o jateamento pode diminuir a ocorrência de fissuramento provocado por tensões de corrosão em metais, principalmente em ligas de magnésio. Pode-se citar, além disto, o emprego deste processo na eliminação da porosidade nas fundições por pressão de peças de alumínio.

Outras vantagens do jateamento podem ser mencionadas:

- aumento considerável da vida útil de peças que trabalham sob efeito combinado de elevadas tensões e em ambiente de corrosão;
- melhoramento das propriedades de lubrificação; nos mancais, por exemplo, as pequenas punções provocadas pelo jateamento agem como reservatórios de lubrificante, retendo-o quando são aplicadas cargas elevadas.

Não obstante todas estas vantagens mencionadas, precisa-se assinalar que em determinados casos o processo de JPG pode propiciar a aceleração inicial de fissuras, originar distorções indesejáveis, e etc.

### **2.5 Conseqüências e Prevenção das Tensões Residuais**

As tensões residuais de primeira ordem têm influência, por um lado, na alteração da geometria da peça, ou seja, considerando-se as deformações e os defeitos associados às tensões residuais; e, por outro, no comportamento mecânico do material, devido à superposição da tensão, produto do carregamento aplicado com a tensão residual.

O primeiro aspecto, relacionado às modificações na geometria da peça, está ligado à mudança de um estado de tensão residual para um estado de deformação residual; na verdade não é conseqüência das tensões residuais, mas está relacionado ao surgimento de deformações, em razão do tratamento térmico ou mecânico empregado. Estas deformações podem levar a rupturas locais nas peças ou ao surgimento de fissuras localizadas.

O segundo aspecto manifesta-se quando o material está submetido a dois tipos de solicitação:

- solicitação mecânica, que provoca uma deformação plástica resultante de uma superposição do estado de tensão residual e do estado de tensão devido ao carregamento externo. Neste caso, a plastificação progressiva da peça pode levar a um estado de tensão residual totalmente relaxado;
- solicitação mecânica cíclica, em que as tensões residuais exercem um importante papel, com o emprego de tratamentos térmicos, termoquímicos superficiais, assim como tratamentos mecânicos, pode-se aumentar a vida

a fadiga a partir do surgimento de tensões residuais de compressão na superfície da peça, no caso contrário, as tensões residuais podem provocar falhas prematuras nas peças ou elementos estruturais.

A prevenção das tensões residuais de primeira ordem é uma preocupação do engenheiro na hora de escolher um material para uma peça determinada.

Uma previsão qualitativa da gênese das tensões residuais é necessária a partir do conhecimento da cronologia das deformações plásticas que surgem nas diferentes regiões de uma peça.

Para o bom conhecimento destas deformações plásticas é necessário o domínio do comportamento mecânico, químico e térmico do material e das interações entre os diferentes fenômenos. Este conhecimento permite fazer uma validação quantitativa das tensões residuais. Esta previsão, se feita corretamente, possibilita uma melhor escolha do material requerido e a otimização dos procedimentos de fabricação.

Cada estado das tensões residuais de origem mecânica, térmica ou química necessita de um conhecimento particular do comportamento do material, o que serve para descrever a gênese das tensões dentro de uma peça de determinada geometria e feita através de um processo de fabricação específico.

Embora existindo a especificidade em relação à gênese destas tensões, é possível se dispor de alguns elementos que são comuns, e que permitem prever as tensões residuais no cálculo, como por exemplo:

- fazer uma modelagem da evolução do comportamento do material (mecânico, estrutural e químico), ao longo do processo de fabricação ou

durante sua utilização (poderia ser uma modelagem em função do tempo e da temperatura); o estado atual dos conhecimentos precisa, às vezes, de uma modelação de tipo fenomenológica, ou seja, uma modelagem que leva em consideração a “história” do material;

- uma modelagem da solicitação aplicada ao material;
- um programa de cálculo, por exemplo, por Elementos Finitos, que permita a modelagem mais ou menos complexa da geometria da peça (1D, 2D, 3D), e que leve em consideração mudanças no material, permitindo modelar o carregamento aplicado, etc.

A previsão das tensões residuais, com uma modelagem numérica da gênese das mesmas, é atualmente desenvolvida para a grande maioria dos processos de fabricação que originam essas tensões.

Pode-se dizer, em resumo, que é quase impossível em muitos casos práticos eliminar as tensões residuais; às vezes é também muito difícil determiná-las. Precisa-se então conviver com elas e, para isto, é necessário estabelecer critérios adequados de análise de Fratura. Estes critérios permitem prever com suficiente exatidão o tempo de vida da peça ou estrutura submetida à influência destas tensões e/ou deformações residuais.

## **2.6 Métodos para a Determinação das Tensões Residuais**

Têm sido desenvolvidos numerosos métodos para a medição das tensões residuais (ACHENBACH (2000); TERASAKI (1999)). Eles são baseados na medição das deformações e posterior cálculo das tensões, assim

como na medição de propriedades físicas do material, propriedades estas sensíveis às tensões residuais.

Estes métodos, destrutivos e não destrutivos, podem ser empregados para o caso específico de cálculo de  $\sigma^I$ ,  $\sigma^{II}$ , e  $\sigma^{III}$ . Podem ser classificados em três grandes famílias:

1. As tensões residuais que são obtidas a partir das medições de deformação depois de retirar material através de um processo de usinagem. Desta maneira são obtidos valores de tensões residuais de primeira ordem.
2. As tensões residuais que são obtidas pela medição da deformação homogênea da rede cristalina. Temos aqui os métodos de medição por difração. Com este método são medidas as tensões residuais de primeira e segunda ordem.
3. As tensões residuais que são obtidas a partir das medições de propriedades físicas. Por este método podem ser obtidos os três tipos de tensões residuais.

A Tabela 2.2 apresenta um resumo das principais características destas técnicas, SIMON (1997).

Como foi mencionado no início do texto, em algumas situações é praticamente inviável determinar a influência das tensões residuais de forma experimental, seja por causa das características geométricas do corpo objeto da análise ou por problemas de aspecto econômico. Nesses casos, a melhor ferramenta seria uma adequada modelagem, empregando-se o Método dos Elementos Finitos ou algum outro método de cálculo que permita simular, de uma forma aproximada, o que acontece na realidade. Surge então, a

importância do presente estudo, que serve como uma contribuição para este tipo de análise.

**Tabela 2.2 - Principais métodos de medição das tensões residuais.**

Método	Tipo de medição	Tipo de tensões residuais	Caráter do método
Mecânico	Deformação macroscópica superficial.	$\sigma$	Destrutivo ou semidestrutivo (medições na superfície)
Difração por raios X	Deformação homogênea da rede cristalina	Principalmente $\sigma^I$ , depois $\sigma^{II}$ , às vezes $\sigma^{III}$	Não destrutivo (medições na superfície)
Difração de neutrons	Deformação homogênea da rede cristalina	$\sigma^I$ e $\sigma^{II}$	Não destrutivo.
Ultra-som	Velocidade de propagação das ondas ultra-sonoras	$\sigma^I$ , $\sigma^{II}$ , e $\sigma^{III}$	Não destrutivo.
Magnético	Bruit Barkhausen	$\sigma^I$ e $\sigma^{II}$	Não destrutivo.

## CAPÍTULO 3

### MODELAGEM DE TENSÕES RESIDUAIS EMPREGANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS (MEF)

#### **3.1 Deformação Plástica por Tração**

Com o intuito de se avaliar o comportamento dos campos de tensões e deformações residuais quando determinado material é submetido a certa sollicitação, foram desenvolvidas modelagens com diferentes graus de complexidade, empregando-se o Método dos Elementos Finitos.

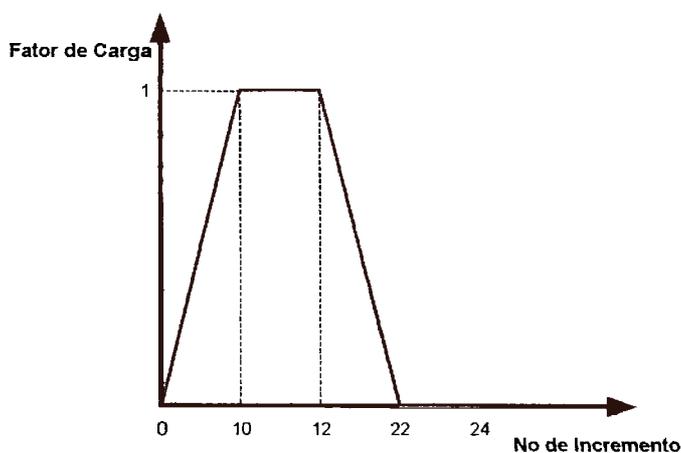
Inicialmente foi desenvolvida a modelagem de um ensaio convencional de tração, Figura 3.2, levando-se em consideração o comportamento não linear do material. O carregamento aplicado seguiu uma curva de carga, a qual permite que se aplique um valor de carregamento superior ao limite de escoamento do material, o que ocasiona o surgimento de deformações permanentes após o descarregamento do corpo de prova.

Em seguida implementou-se a modelagem de um corpo de prova submetido a esforços de tração, segundo uma curva de carga semelhante à referida no parágrafo anterior. Para se conferir ao modelo um efeito marcante de concentração de tensões, provocou-se no desenho do corpo de prova uma mudança brusca na sua geometria (entalhes), Figura 3.7. Utilizando-se esse artifício, será possível verificar a ocorrência de tensões e deformações permanentes, na região do concentrador de tensões, após o descarregamento.

Com a finalidade de se estudar com posterioridade a influência das tensões residuais no comportamento à Fratura, foi proposta a modelagem de um campo de tensões e deformações residuais em uma placa de aço, aplicando-se o carregamento de acordo com o descrito para as duas modelagens anteriormente mencionadas. São apresentadas no Apêndice E algumas considerações sobre as normas de convergência empregadas na modelagem não linear.

### **Curvas de carga**

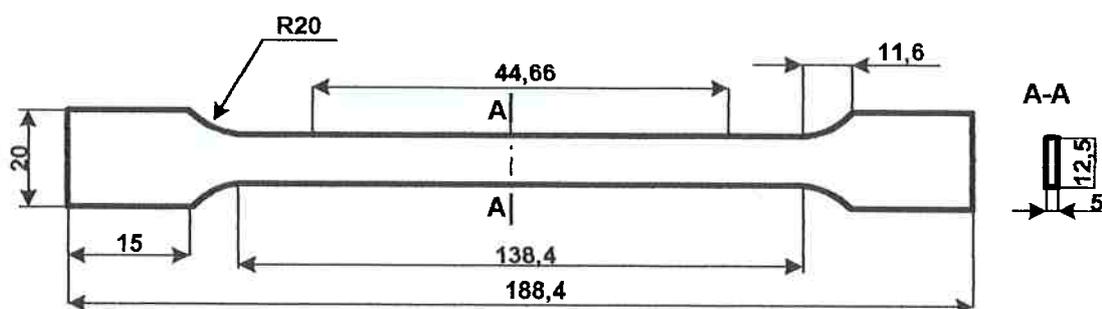
As curvas de carga, ferramenta geralmente disponível em todos os programas profissionais que aplicam o MEF, são empregadas para descrever o carregamento aplicado em análises não lineares, transientes, dinâmicos ou de Fourier. Elas podem ser utilizadas, por exemplo, em problemas térmicos transientes, em que a temperatura varia com o tempo, ou em problemas de análise não linear, nos quais o nível de carregamento muda segundo o incremento da carga. A Figura 3.1 apresenta um exemplo de curva de carregamento.



**Figura 3.1 - Curva de carregamento característica de uma análise não linear**

### 3.1.1 Ensaio de tração convencional

Para a modelagem do ensaio de tração convencional o corpo de prova foi desenhado de acordo com as especificações estabelecidas pela norma ABNT (1992). A Figura 3.2 apresenta as dimensões do corpo de prova:



**Figura 3.2 - Dimensões do corpo de prova, ABNT (1992), [mm]**

O material empregado foi um aço baixo carbono, cujas propriedades mecânicas são apresentadas na Tabela 3.1.

**Tabela 3.1 - Propriedades mecânicas do corpo de prova**

$E$ [MPa]	$\nu$	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\sigma_e$ [MPa]	$\sigma_u$ [MPa]
2E+05	0,3	7840	250	340

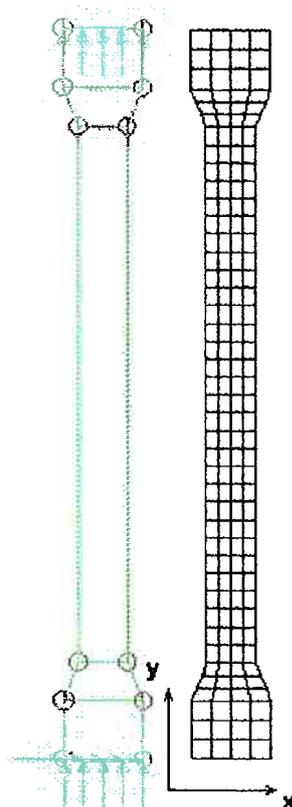
Sendo  $\sigma_u$  a tensão limite de resistência. Os valores de tensão e deformação (engenharia) empregados para simular o encruamento do material, arbitrados a partir da observação da literatura, aparecem na Tabela 3.2.

**Tabela 3.2 - Valores de tensões e deformações para a simulação do encruamento do material**

$\sigma$ [MPa]	$\epsilon_{py}$
250	0,00125
275	0,005
308	0,01
320	0,015
325	0,02
337	0,025
340	0,03

Os elementos finitos utilizados na modelagem foram do tipo QPM4 (retangulares) e TPM3 (triangulares) com formulação de estado plano de tensão, LUSAS (2000).

As características do modelo *traci20* são apresentadas na Figura 3.3.

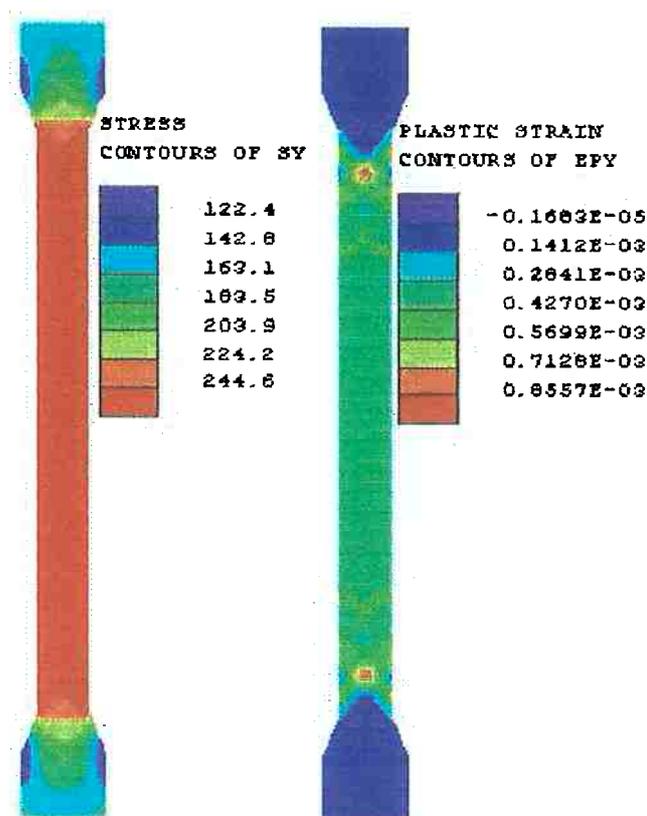


**Figura 3.3 - Geometria, condições de contorno, carregamento e malha de elementos finitos para o modelo *traci20***

Os pequenos círculos vermelhos, os quais vão aparecer em outras figuras, representam pontos utilizados para criar a geometria do modelo.

### **Resultados da modelagem**

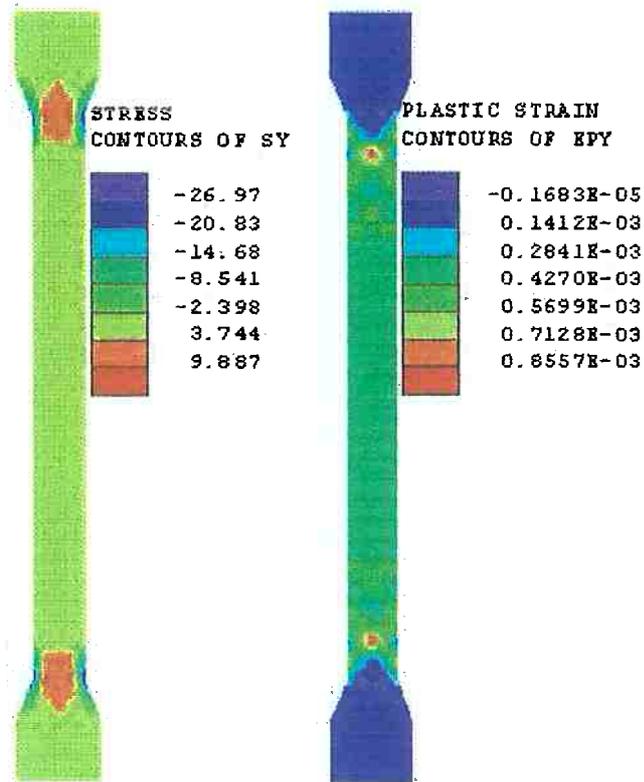
Na Figura 3.4 apresentam-se as distribuições de tensão  $\sigma_y$  e de deformação plástica  $\varepsilon_{py}$  para o carregamento máximo. Já na Figura 3.5, podem-se observar as distribuições para o carregamento nulo. De aqui em diante será considerado que  $SX = \sigma_x$ ;  $SY = \sigma_y$ ;  $SXY = \tau_{xy}$ ;  $EX = \varepsilon_x$ ;  $EY = \varepsilon_y$ ;  $EPX = \varepsilon_{px}$ ;  $EPY = \varepsilon_{py}$ .



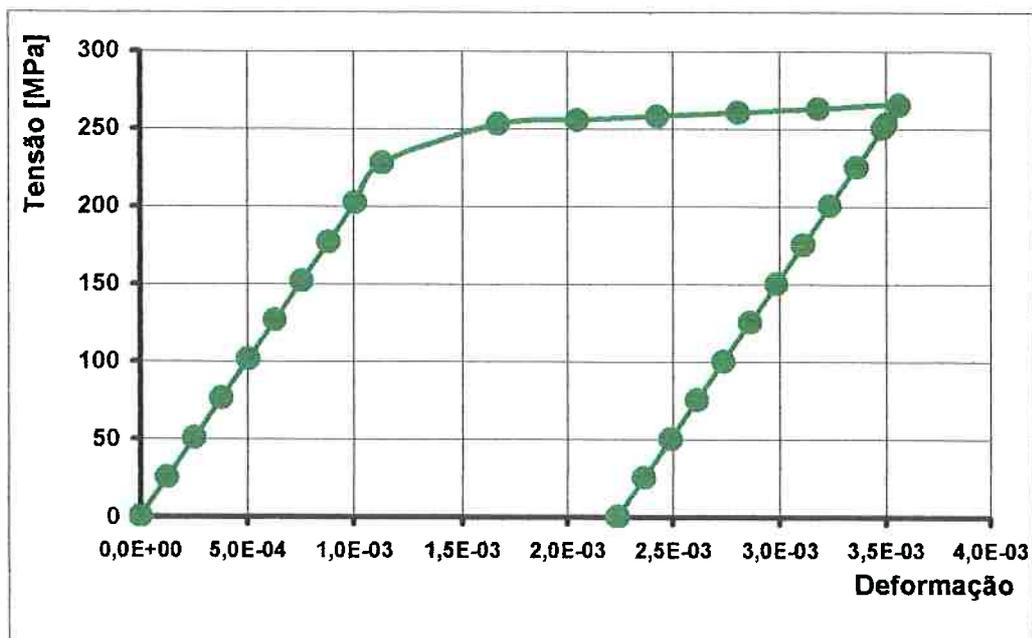
**Figura 3.4 - Distribuição de tensões  $\sigma_y$  [MPa] e deformações plásticas  $\epsilon_{py}$  para o carregamento máximo (15 800 N)**

A Figura 3.6 mostra o diagrama tensão-deformação para um nó localizado no centro do corpo de prova, na chamada zona de trabalho do corpo de prova. A curva apresenta inicialmente a deformação elástica do material, em seguida uma zona de escoamento e, finalmente, durante o descarregamento, uma trajetória paralela à deformação elástica inicial, permanecendo uma certa deformação residual. Esse comportamento resultou da aplicação do carregamento segundo a curva de carga. Observam-se os maiores valores de tensão e deformação na região onde a seção sofre uma mudança na geometria (Figuras 3.4 e 3.5). Embora na Figura 3.5 apareçam valores de tensões na região de trabalho do corpo de prova, isto é só uma representação aproximada. Ao encontrar-se descarregado o corpo de prova, os valores de tensão nessa

zona serão iguais a zero, o que pode ser comprovado observando os valores de tensão diretamente nos pontos de Gauss ou nos nós correspondentes.



**Figura 3.5 - Distribuição de tensões  $\sigma_y$  e deformações plásticas  $\epsilon_{py}$  para carregamento zero**



**Figura 3.6 - Diagrama de tensão-deformação para o modelo traci20**

**Validação da modelagem**

A fim de se verificarem os resultados oferecidos pela modelagem, foram calculadas as tensões e deformações para cinco valores de carregamento correspondentes a cinco incrementos diferentes (quatro deles na zona de comportamento elástico e o quinto no regime elasto-plástico), através das equações 3.1 e 3.2, em um ponto de Gauss pertencente a um elemento localizado na zona de trabalho do corpo de prova.

$$\sigma = \frac{N}{A} \quad 3.1$$

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \quad 3.2$$

A Tabela 3.3 apresenta a comparação dos resultados do modelo *traci20* com os oferecidos pela solução analítica (S.A).

**Tabela 3.3 - Comparação dos resultados do modelo *traci20* com a solução analítica**

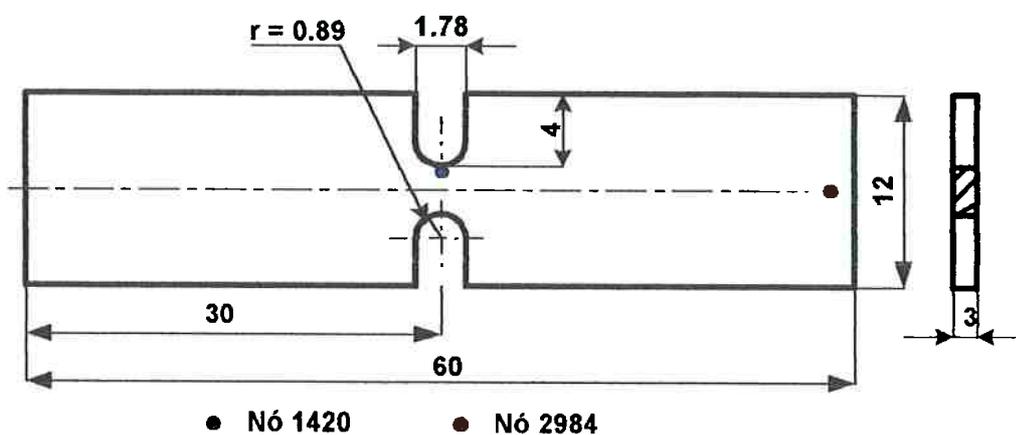
No. do incremento de carga	N [N]	$\sigma_y$ [MPa] <i>traci20</i>	$\sigma_y$ [MPa] S.A	$\varepsilon_y$ <i>traci20</i>	$\varepsilon_y$ S.A
4	3160	50,56	50,56	2,52E-04	2,52E-04
8	6320	101,12	101,12	5,05E-04	5,05E-04
12	9480	151,68	151,68	7,58E-04	7,58E-04
16	12640	202,24	202,24	1,01E-03	1,01E-03
20	15800	252,79	252,80	1,67E-03	1,26E-03

Como pode ser observado na Tabela 3.3, existe uma boa correspondência entre os resultados, exceto para o incremento de carga No. 20. O valor de deformação, calculado segundo a equação 3.2, não reflete o que acontece na realidade, sendo que já para este valor de carregamento, o

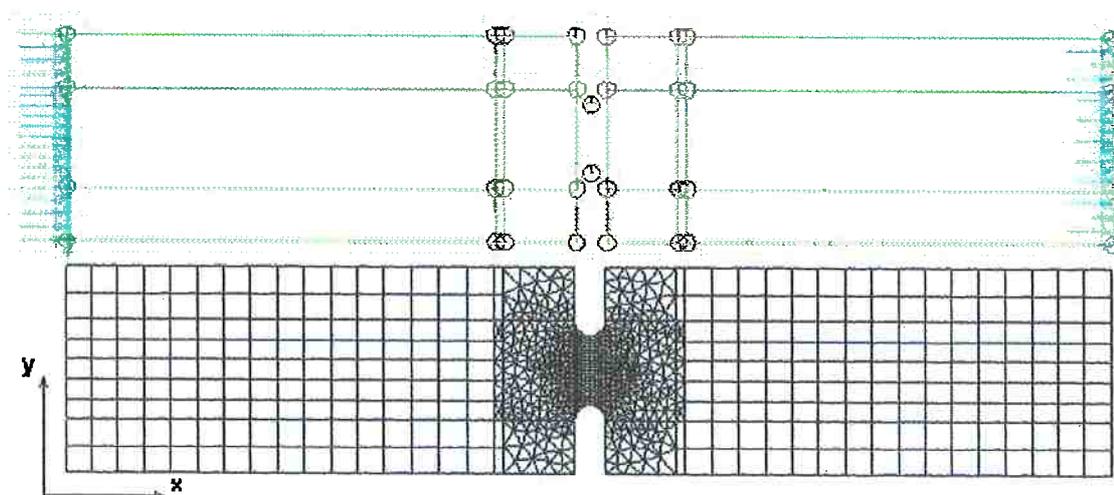
material está na fase de escoamento, não se comportando mais de maneira linear-elástica.

### 3.1.2 Modelo *Trac39* com Entalhes Concentradores de Tensões

Para se avaliar a influência da concentração de tensões sobre as tensões e deformações residuais, foi proposta uma modelagem de um corpo de prova cujas dimensões são apresentadas na Figura 3.7, onde são indicados os nós utilizados na análise de resultados (1420 e 2984).



**Figura 3.7 - Dimensões do modelo *trac39* [mm]**



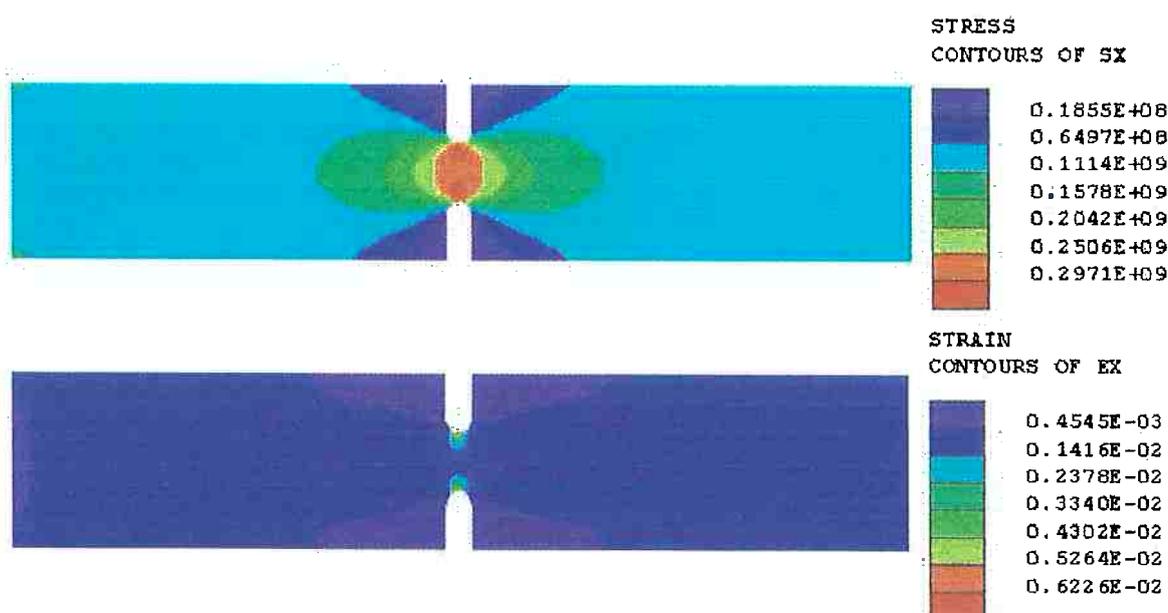
**Figura 3.8 - Geometria, condições de contorno, carregamento e malha de elementos finitos para o modelo *trac39***

O material utilizado na modelagem do corpo de prova com concentradores de tensões foi o mesmo que o empregado no modelo *traci20*. Foram utilizados elementos com formulação de estado plano de tensão semelhantes aos escolhidos na simulação do ensaio convencional de tração. As características do modelo são mostradas na Figura 3.8.

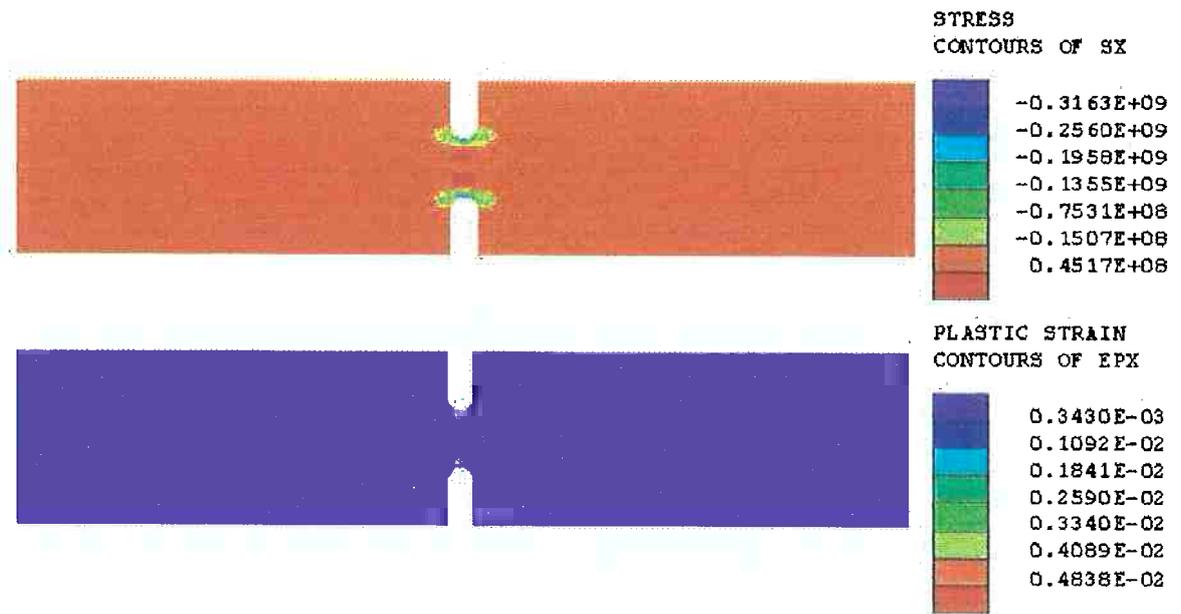
### **Resultados da modelagem**

Na Figura 3.9 apresentam-se as distribuições de tensão  $\sigma_x$  e de deformação  $\varepsilon_x$  para o carregamento máximo. Já na Figura 3.10 podem-se observar as distribuições de tensão  $\sigma_x^R$  residual e deformação plástica  $\varepsilon_{px}$  para carregamento zero.

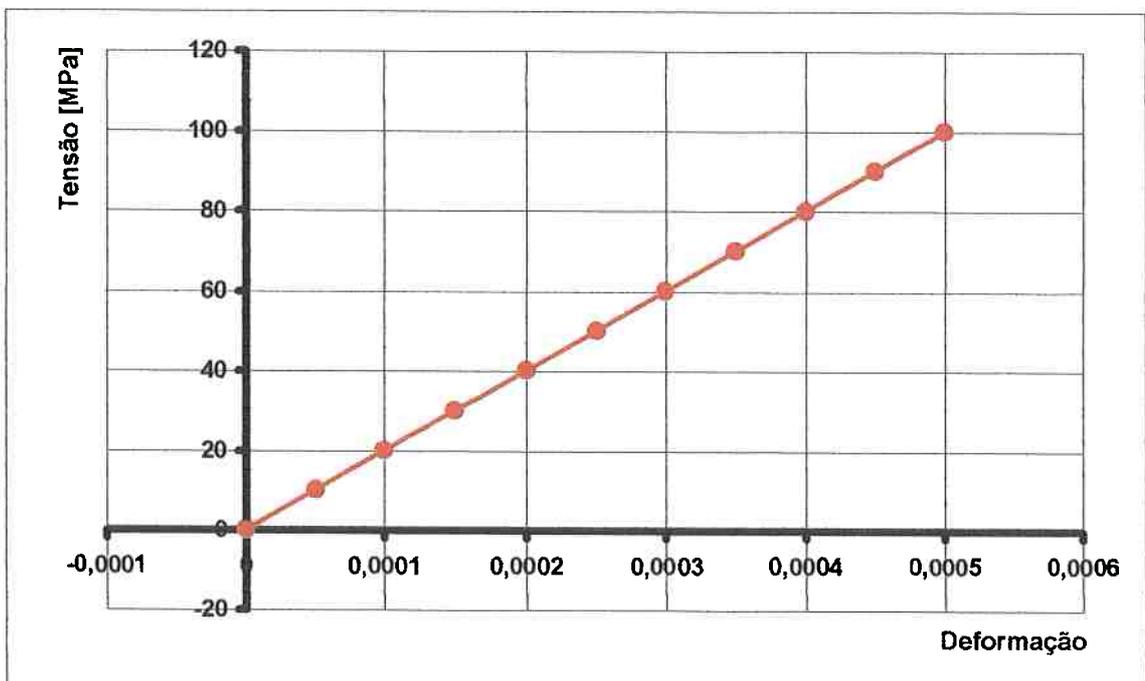
Nas Figuras 3.11 e 3.12 são mostrados os diagramas de tensão-deformação para os nós 2984 e 1420 (Figura 3.7), respectivamente.



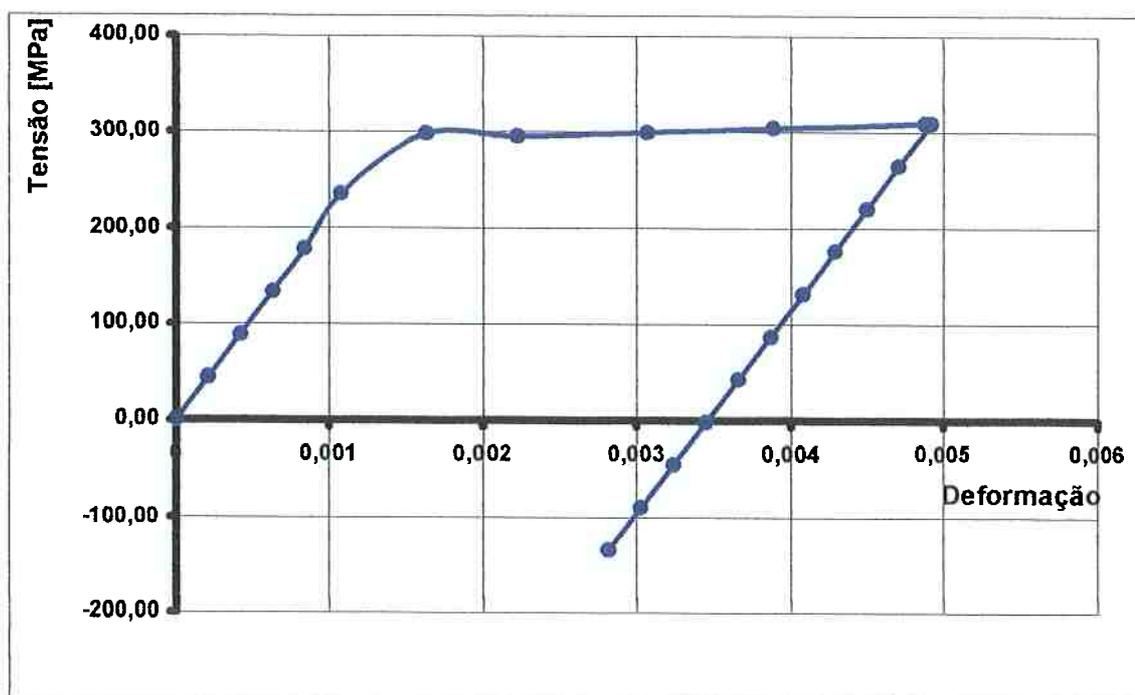
**Figura 3.9 - Distribuição de tensões  $\sigma_x$  [Pa] e deformações  $\varepsilon_x$  para o carregamento máximo (3 600 N)**



**Figura 3.10 - Distribuição de tensões  $\sigma_x^R$  [Pa] e deformações  $\epsilon_{px}$  para o carregamento zero**



**Figura 3.11 - Diagrama tensão deformação para o nó 2984**



**Figura 3.12 - Diagrama tensão deformação para o nó 1420**

### **Validação da modelagem**

Com o objetivo de se verificar a confiabilidade do modelo proposto, foram comparados os resultados obtidos para quatro incrementos de carga com os valores fornecidos pelas equações da Teoria da Elasticidade. É conhecido que o valor do coeficiente de concentração das tensões pode ser determinado segundo a seguinte equação:

$$k = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_n} \quad 3.3$$

onde:

$k$  - coeficiente ou fator de concentração de tensões;

$\sigma_{max}$  - tensão máxima considerando o efeito da concentração de tensões;

$\sigma_n$  - tensão nominal.

O valor da tensão nominal  $\sigma_n$  é determinado segundo sejam as dimensões geométricas do concentrador de tensões. Neste caso de estudo,

levando em consideração que os entalhes afetam significativamente a área da seção transversal do corpo de prova, o valor da tensão nominal vai ser calculada empregando a área mínima segundo:

$$\sigma_n = \frac{P}{A_{min}} \quad 3.4$$

onde:

$P$  - força axial aplicada;

$A_{min}$  - área debilitada pelo concentrador de tensões.

O valor do coeficiente de concentração de tensões é calculado de acordo com as seguintes equações, ROARK (1975):

$$k = K_1 + K_2 \left( \frac{2h_c}{D} \right) + K_3 \left( \frac{2h_c}{D} \right)^2 + K_4 \left( \frac{2h_c}{D} \right)^3 \quad 3.5$$

$$K_1 = 0.833 + 2.069 \sqrt{\frac{h_c}{r_c}} - 0.009 \frac{h_c}{r_c}$$

$$K_2 = 2.732 - 4.157 \sqrt{\frac{h_c}{r_c}} + 0.176 \frac{h_c}{r_c}$$

$$K_3 = -8.859 + 5.327 \sqrt{\frac{h_c}{r_c}} - 0.320 \frac{h_c}{r_c}$$

$$K_4 = 6.294 - 3.239 \sqrt{\frac{h_c}{r_c}} + 0.154 \frac{h_c}{r_c} \quad 3.6$$

onde:

$h_c = 4$  mm;  $D = 12$  mm e  $r_c = 0.89$  mm (Figura 3.7);

$K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  e  $K_4$  são coeficientes que dependem da geometria do elemento concentrador de tensões.

O valor de  $k$  determinado segundo as expressões anteriores foi de 2.11.

A Tabela 3.4 apresenta a comparação dos resultados obtidos através do modelo trac39 e das equações 3.1, 3.3 e 3.4.

**Tabela 3.4 - Comparação dos resultados do modelo trac39 com a solução analítica.**

Incremento	$P$ [N]	$\sigma_n$ [MPa] A=36 mm <sup>2</sup> (S.A)	$\sigma_n$ [MPa] A=12 mm <sup>2</sup> (S.A)	$\sigma$ [MPa] A=36 mm <sup>2</sup> (modelo trac39)	$\sigma_{max}$ [MPa] A=12 mm <sup>2</sup> (modelo trac39)	$k$
5	600,12	16,67	50,01	16,7	108	2,15
15	1800	50	150	50	290	1,93
25	2999,88	83,33	249,99	83,4	315	1,26
30	3600	100	300	100	320	1,06

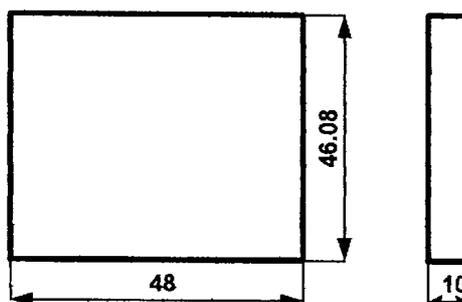
A Tabela 3.4 demonstra que na medida em que é ultrapassado o limite de escoamento,  $\sigma_e = 250$  MPa, a solução do modelo (valores em vermelho) não responde as equações empregadas. Isto está refletido nos valores de  $k$  determinados segundo a equação 5.3 (valores em azul). Entretanto, para valores de carregamento onde o material se comporta de maneira linear-elástica (incremento 5), e para a região afastada dos concentradores de tensões, os valores do modelo apresentam uma boa concordância com a solução analítica. Ao serem comparados, para o incremento 5, os valores de  $k$  segundo o modelo trac39 ( $k = 2.15$ ) e a solução analítica ( $k = 2.11$ ), a diferença é de 1.86 %. As considerações anteriores permitem afirmar que o modelo proposto é capaz de fornecer uma informação adequada sobre o efeito da concentração de tensões ao serem utilizadas curvas de carga.

### **3.1.3 Modelagem de Tensões e Deformações Residuais em uma Placa de Aço.**

No desenvolvimento deste modelo, procurou-se induzir tensões e deformações residuais em uma placa de aço, por meio da aplicação de um carregamento que possibilitasse o surgimento de tensões superiores à tensão

limite de escoamento do material. O campo de tensões residuais gerado é resultado da aplicação do carregamento segundo uma curva de carga.

As dimensões da placa de aço adotadas nesta modelagem são mostradas na Figura 3.13.



**Figura 3.13 - Dimensões da placa de aço [mm]**

As propriedades mecânicas do material escolhido, aço API60X, são apresentadas na tabela seguinte:

**Tabela 3.5 - Propriedades mecânicas do aço estudado**

$E$ [MPa]	$\nu$	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\sigma_e$ [MPa]	$\sigma_u$ [MPa]
2E+05	0.3	7840	413	517

A escolha do aço API60X como material para esta modelagem foi feita em razão de ele apresentar características adequadas para soldagem, bem como suscetibilidade ao surgimento de tensões residuais e defeitos nas juntas soldadas. Este aço, por exemplo, é um dos materiais utilizados nas tubulações do Gasoduto Bolívia-Brasil, PADILLA *et al.* (1996).

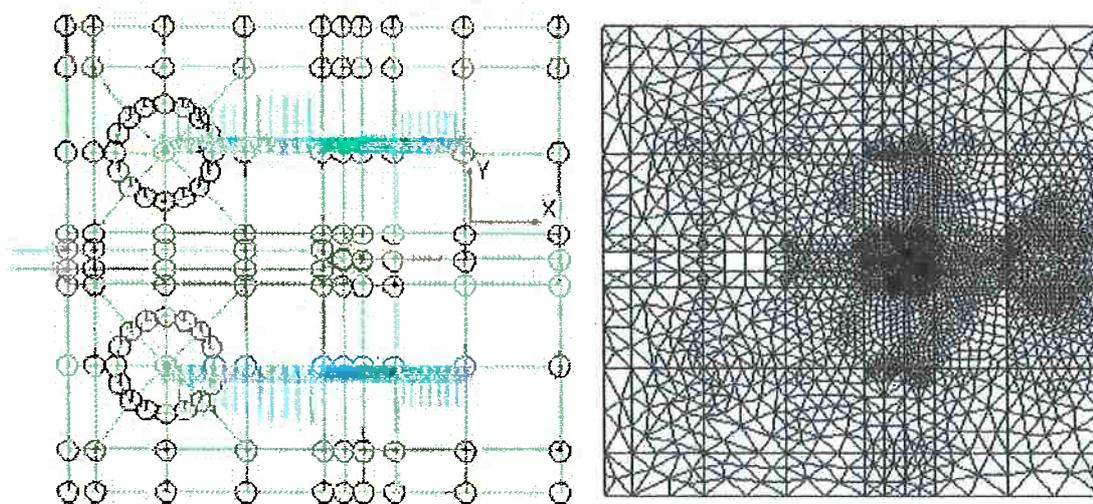
O regime elástico é caracterizado pelo Módulo de Young ( $E$ ), e o coeficiente de Poisson ( $\nu$ ). Para simular o comportamento elasto-plástico do material, foi empregado o modelo de von Mises, definindo-se a plastificação e encruamento do material através dos pares de valores de tensão e de deformação apresentados na tabela 3.6.

**Tabela 3.6 - Valores de tensão e deformação**

$\sigma$ [MPa]	$\epsilon_p$
413	0,002
450	0,05
480	0,1
517	0,2

Cabe ressaltar que o primeiro valor das tensões da Tabela 3.6 corresponde à tensão de escoamento do material.

A Figura 3.14 mostra as características do modelo e a malha de elementos finitos. A malha apresenta uma marcada diferença na sua densidade, devido ao fato de que será aproveitada posteriormente para a modelagem do corpo de prova tipo CT, com tensões residuais. Isto requer, portanto, de uma grande discretização na zona correspondente à trinca. O carregamento aplicado, destacado em azul na parte esquerda da figura, consistiu em cargas, uniformemente distribuídas, repartidas automaticamente pelo programa de acordo com a densidade da malha nos nós selecionados.



**Figura 3.14 - Geometria, condições de contorno, carregamento e malha de elementos finitos para o modelo CT6**

### Resultados da modelagem

As Figuras 3.15 e 3.16 apresentam respectivamente as distribuições de tensões e deformações residuais na direção Y para a placa de aço API60X.

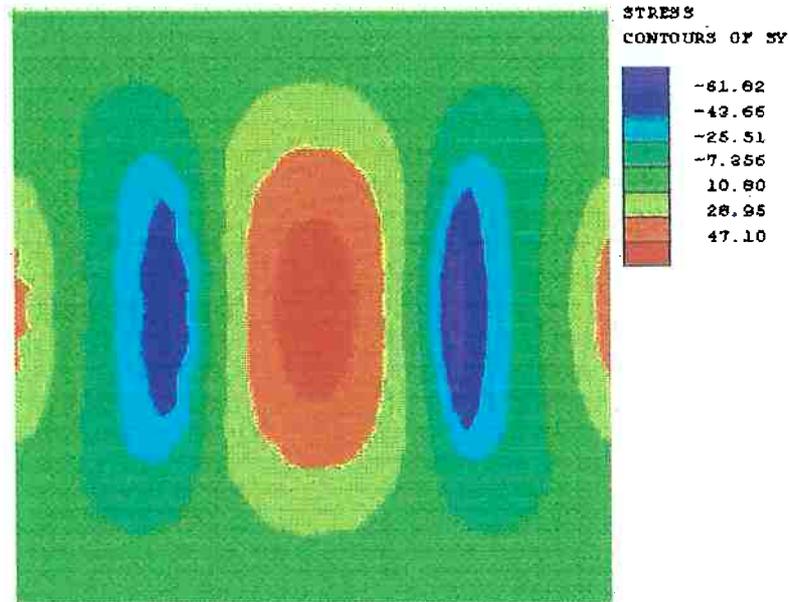


Figura 3.15 - Distribuição das tensões residuais  $\sigma_y^R$  [MPa]

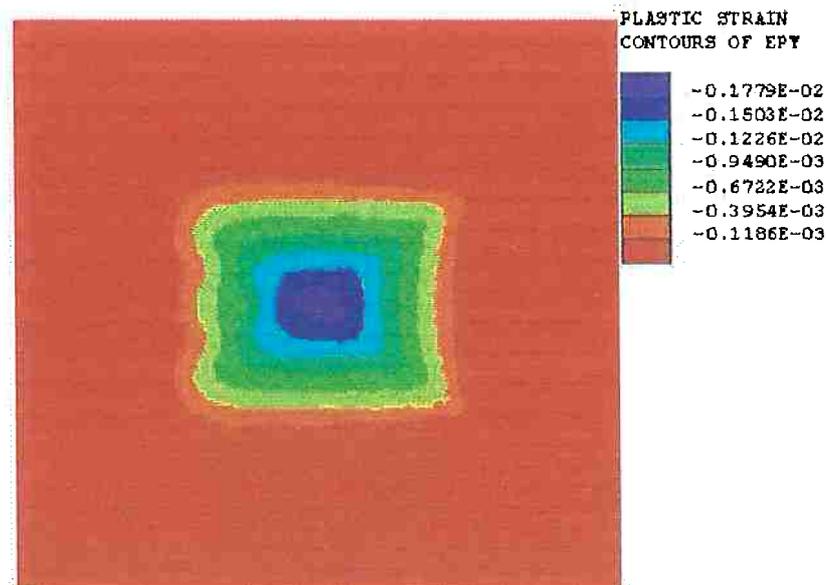


Figura 3.16 - Distribuição das deformações plásticas  $\epsilon_{py}$

### **3.2 Modelagem do Processo de Jateamento por Granalha (JPG)**

A modelagem do processo de jateamento por granalha, um dos mais importantes procedimentos mecânicos de introdução de tensões residuais para o melhoramento da resistência à fadiga, é descrita nesta seção.

#### **3.2.1 Características da Modelagem**

Para se modelar o processo de jateamento por granalha, foi simulado o impacto singular de uma bola sobre uma placa. Tanto para o projétil, como para a placa, o material empregado foi o aço. Porém, no caso da bola, o aço utilizado apresenta propriedades mecânicas superiores, o que confere à mesma uma maior rigidez. Deve-se destacar que o objeto da análise neste estudo é a placa, daí a consideração anterior.

Ambos os materiais foram modelados tendo em conta o comportamento não linear. Para simular o impacto empregaram-se linhas de deslizamento, utilizando-se a função de penalidade, LUSAS (2000).

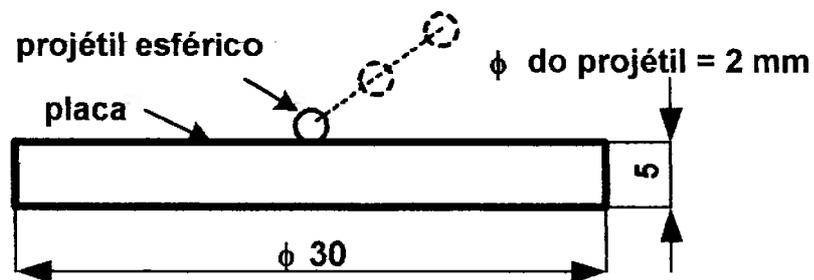
O algoritmo de cálculo utilizado é do tipo explícito, GUAGLIANO (2001), sendo sua maior desvantagem a escolha do tamanho do passo de tempo, resolvida pelo programa empregado, que escolhe o valor apropriado em cada instante, de forma automática, LUSAS (2000).

Foram testadas diferentes densidades da malha, tanto para a bola quanto para a placa, assim como diferentes tipos de elementos. Finalmente, os resultados são comparados com os valores obtidos através do modelo

proposto por AL-OBAID (1995), o qual, por sua vez, apresenta uma adequada concordância com resultados experimentais.

### 3.2.2 Dimensões do Modelo e Propriedades Mecânicas dos Materiais

As dimensões do modelo proposto são apresentadas na figura 3.17



**Figura 3.17 - Dimensões do projétil e da placa [mm]**

As propriedades mecânicas empregadas para os dois materiais (Aços 10 e 40 respectivamente) segundo Norma GOST 1050-60, PISARENKO *et al* (1985), são especificadas nas Tabelas 3.7 e 3.8, a seguir:

**Tabela 3.7 - Propriedades mecânicas do projétil**

$E$ [MPa]	$\nu$	$\rho$ [kg.m <sup>3</sup> ]	$\sigma_e$ [MPa]	$\sigma_u$ [MPa]
2E+05	0,3	7840	340	580

**Tabela 3.8 - Propriedades mecânicas da placa**

$E$ [MPa]	$\nu$	$\rho$ [kg.m <sup>3</sup> ]	$\sigma_e$ [MPa]	$\sigma_u$ [MPa]
2E+05	0,3	7840	240	340

**3.2.3 Tipo de Elementos Utilizados e Carregamento Aplicado**

A modelagem foi desenvolvida empregando-se um modelo axissimétrico, com elementos finitos de formulação dinâmica explícita QAX4E, e TAX3E, retangulares e triangulares respectivamente, disponíveis no programa LUSAS. Devido à natureza desses elementos, precisa-se respeitar o fato de que a relação geométrica dos elementos na malha esteja muito próxima da unidade. De acordo com esta exigência, empregaram-se na zona do impacto elementos retangulares, e nas zonas de transição, triangulares.

Empregando-se os elementos da análise dinâmica explícita para 2D, podem ser obtidos os seguintes resultados nos nós, e nos pontos de Gauss dos elementos.

**Tensões**

- $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, \sigma_z$  tensões normais e de cisalhamento;
- $\sigma_{max}, \sigma_{min}$  tensões principais, máxima e mínima;
- $\beta$  ângulo formado entre a tensão principal máxima e o eixo positivo X;
- $\sigma_s$  máxima tensão de cisalhamento;
- $\sigma_v$  tensão equivalente de von Mises.

**Deformações**

- $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}, \varepsilon_z$  deformações longitudinais e de distorção;
- $\varepsilon_{max}, \varepsilon_{min}$  deformações principais, máxima e mínima;
- $\beta$  ângulo formado entre a deformação principal máxima e o eixo positivo X;
- $\varepsilon_s$  máxima deformação de distorção;
- $\varepsilon_v$  deformação equivalente de von Mises.

Da teoria do Método dos Elementos Finitos, NAFEMS (1992), sabe-se que as tensões calculadas nos pontos de Gauss são geralmente mais exatas que as obtidas nos nós.

Estes elementos podem ser empregados nos seguintes casos:

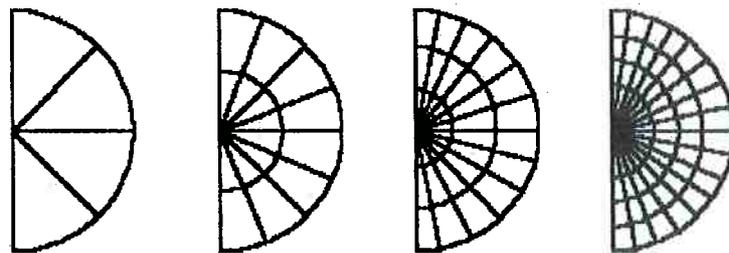
1. Análise dinâmica com não linearidade do material, empregando-se as leis constitutivas elasto-plásticas adequadas.
2. Análise dinâmica com não linearidade geométrica.
3. Análise com não linearidade geométrica e do material, utilizando-se as leis constitutivas elasto-plásticas adequadas.

No caso do projétil, foram testados 4 tipos de malha diferentes, dividindo-se um quarto da esfera em uma, duas, três e quatro partes. No caso da placa, empregaram-se duas malhas, uma uniforme, só com elementos retangulares, e outra com zonas de transição entre a região de impacto e as regiões de menor influência sobre o fenômeno. Esta última malha possui tanto elementos retangulares como triangulares.

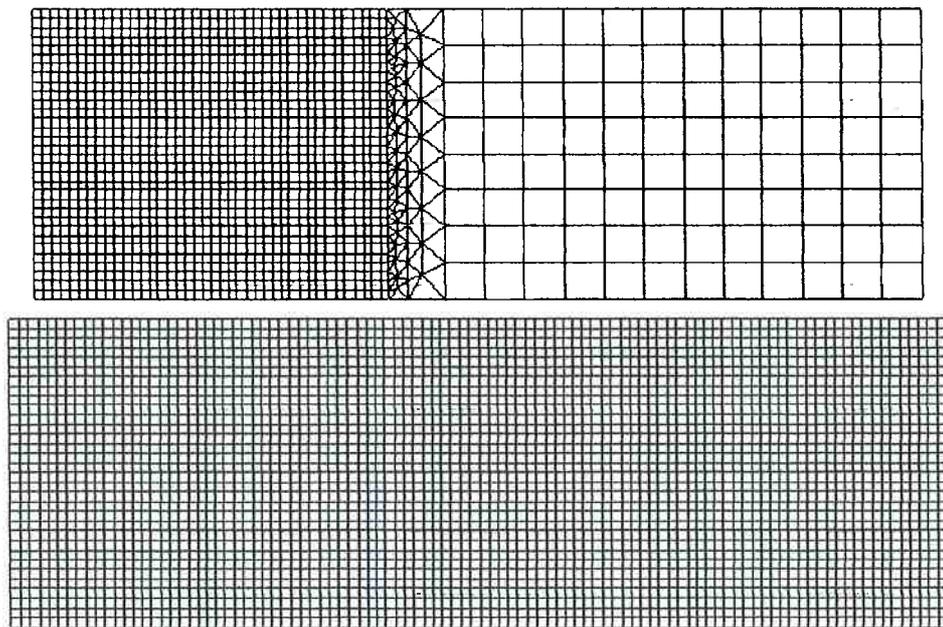
Nas Figuras 3.18 e 3.19 são mostradas as malhas em questão.

Foi analisado também o efeito provocado pela mudança no valor do coeficiente de rigidez na interface de contacto entre a bola e a placa.

Além disso, foram testados elementos axissimétricos do tipo QAX4E e TAX3E, e elementos para estado plano de deformação QPN4E e TPN3E.



**Figura 3.18 - Diferentes malhas para o projétil**



**Figura 3.19 - Malha de elementos finitos uniforme e com transição, para a placa**

### **3.2.4 Modelagem do Comportamento Mecânico dos Materiais**

Para o projétil e a placa foi empregado o modelo elasto-plástico de escoamento de von Mises, apropriado para metais, NAFEMS (1992). O comportamento não linear do material foi simulado, levando-se em consideração os critérios apresentados a seguir.

**Curvas de entrada de tensão-deformação para o caso da análise não linear**

Existem, no programa empregado, três métodos para definir a curva de entrada de tensão-deformação no caso de não linearidade do material para os modelos de von Mises, Hill, e Hoffman, LUSAS (2000).

As curvas de encruamento, para estes modelos não lineares elasto-plásticos, podem ser definidas em termos de deformação total (total strain), de deformação plástica (plastic strain) ou de gradiente isotrópico, como é apresentado a seguir.

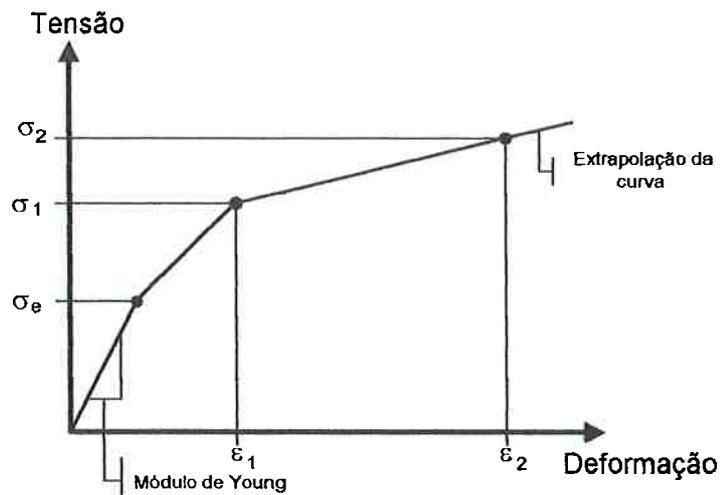
É pertinente destacar que esta forma de entrada de dados varia pouco de um programa profissional de Elementos Finitos para outro.

- **Curva de entrada de tensão versus deformação total**

É necessária a entrada de pontos coordenados que formam linhas retas, as quais se aproximam da curva tensão-deformação do material na zona elasto-plástica.

As propriedades lineares do material definem a curva até o ponto de escoamento em termos do Módulo de Young,  $E$ , e coeficiente de Poisson,  $\nu$ .

As propriedades plásticas são definidas através da tensão de escoamento  $\sigma_e$ , simulando-se as características do encruamento do material, mediante uma série de coordenadas tensão-deformação  $(\sigma_1, \varepsilon_1)$ ,  $(\sigma_2, \varepsilon_2)$ , etc. O programa LUSAS extrapola a curva depois do último ponto especificado, levando à convergência da solução (Figura 3.20).

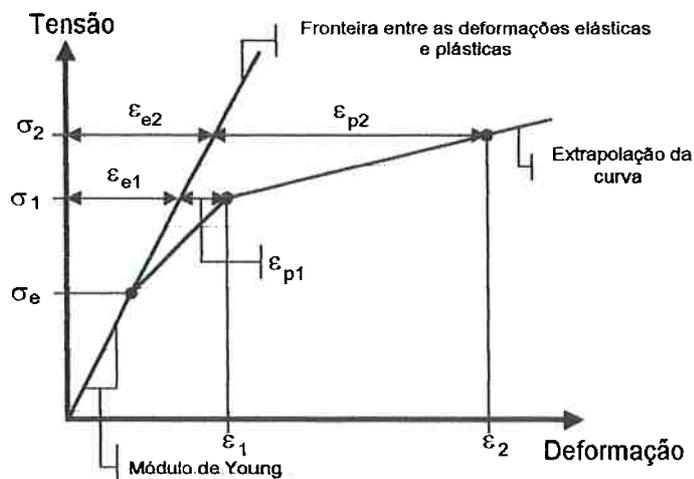


**Figura 3.20 - Curva de entrada de tensão versus deformação total**

- **Curva de entrada de tensão versus deformação plástica (Isotropic Plastic Strain)**

É necessária a entrada de pontos coordenados que formam linhas retas, as quais se aproximam da curva tensão-deformação do material.

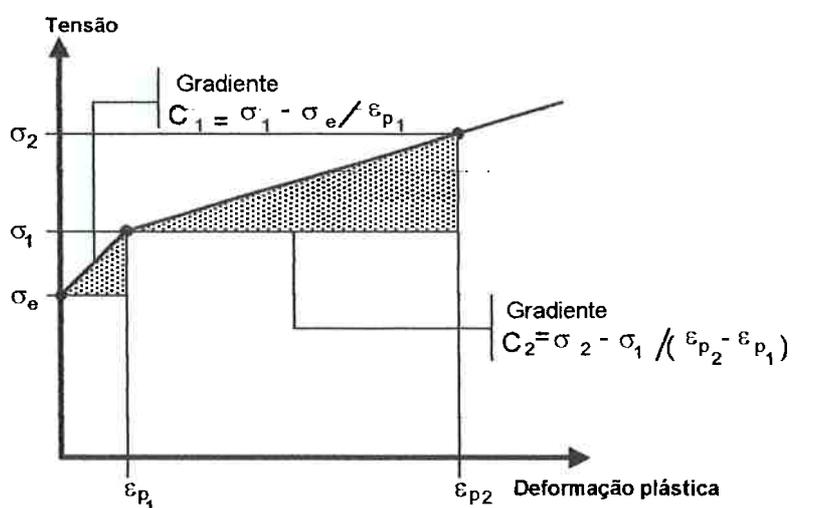
Para a curva apresentada na Figura 3.21, as propriedades elásticas são representadas pelo Módulo de Young,  $E$ , e pelo coeficiente de Poisson,  $\nu$ , as propriedades plásticas, pela tensão de escoamento,  $\sigma_e$ , e os dados de encruamento são especificados a partir de pontos coordenados  $(\sigma_1, \epsilon_{p1})$ ,  $(\sigma_2, \epsilon_{p2})$ .



**Figura 3.21 - Curva de entrada de tensão versus deformação plástica**

- **Curva de entrada de encruamento versus deformação plástica (Isotropic Hardening Gradient)**

Para as sucessivas aproximações em forma de linhas retas à curva de tensão-deformação plástica do material, precisa-se da especificação dos gradientes e valores limites de deformação (ver Figura 3.22). Neste caso, o processo de encruamento será definido através de pares de valores  $(C_1, \varepsilon_{p1})$ ,  $(C_2, \varepsilon_{p2})$  para cada segmento de reta.



**Figura 3.22- Curva de entrada de encruamento versus deformação plástica**

**Convenção para o encruamento na análise não linear do material**

Na análise não linear do material, adota-se uma convenção para a representação do encruamento do mesmo. Calcula-se o aclave  $C$  de cada segmento de reta, que se aproxima da curva de tração proveniente de um ensaio uniaxial do material estudado, segundo:

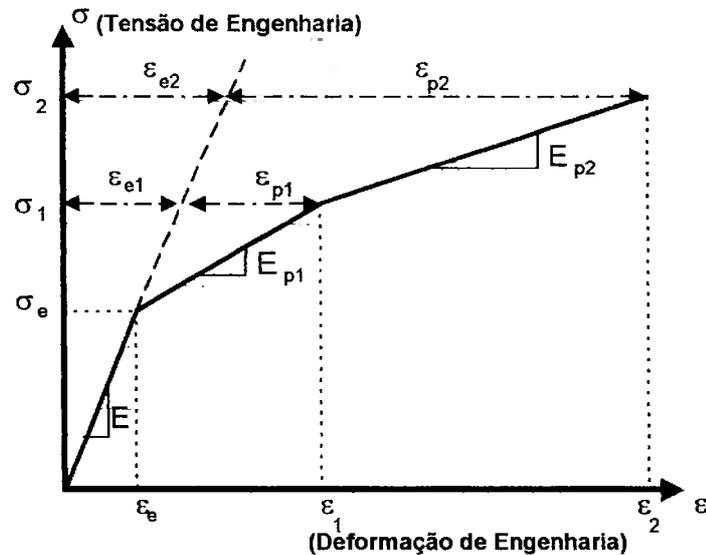
$$C = \frac{E_p}{\left(1 - \frac{E_p}{E}\right)} \quad 3.1$$

da Figura 3.23 obtém-se:

$$E_{p1} = \frac{\sigma_1 - \sigma_e}{\varepsilon_1 - \varepsilon_e} \quad e \quad E_{p2} = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \quad 3.2$$

onde:

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma_e}{E} \quad \varepsilon_1 = \varepsilon_1^e + \varepsilon_1^p \quad \varepsilon_2 = \varepsilon_2^e + \varepsilon_2^p \quad 3.3$$



**Figura 3.23 - Diagrama uniaxial tensão-deformação de engenharia**

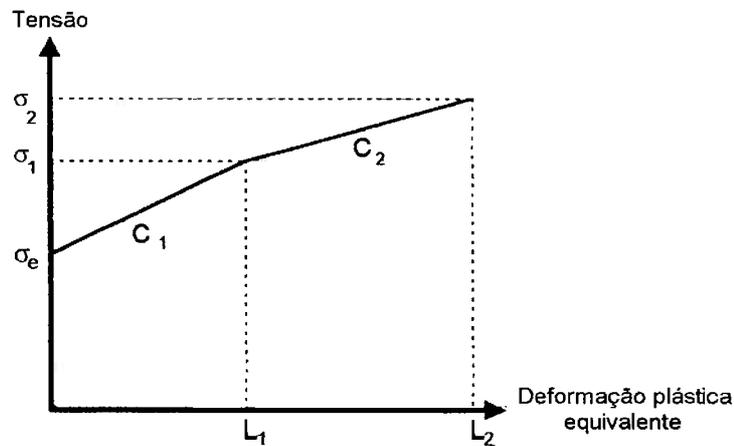
Estes valores podem ser substituídos na equação 3.1, para determinar o valor correspondente de  $C$  para cada secção.

$$C = \frac{E_p}{\left(1 - \frac{E_p}{E}\right)} \quad (E_p < E) \quad 3.4$$

Os valores de deformação requeridos pelo programa são  $\varepsilon_1^p$ ,  $\varepsilon_2^p$ , etc. Os limites de deformação plástica equivalente até onde a curva de encruamento é válida, são:

$$L_1 = \varepsilon_1 - \varepsilon_1^e = \varepsilon_1 - \frac{\sigma_1}{E} \quad e \quad L_2 = \varepsilon_2 - \varepsilon_2^e = \varepsilon_2 - \frac{\sigma_2}{E} \quad 3.5$$

A curva para entrada do programa, ao final, terá a forma que aparece na Figura 3.24:



**Figura 3.24 - Curva de encruamento do material**

Para simular o comportamento elasto-plástico do material do projétil, foi empregado um diagrama bi-linear, com um alicve de encruamento de valor 1 MPa e uma deformação plástica máxima permissível de 100.

No caso da placa, o encruamento isotrópico foi simulado empregando-se um diagrama multilinear com os valores de tensão e a correspondente deformação que aparecem na Tabela 3.9. O primeiro valor de tensão corresponde à tensão limite de escoamento.

**Tabela 3.9 - Valores de tensões e deformações para a simulação do encruamento do material, LUSAS (2000)**

$\sigma$ [MPa]	$\epsilon_p$
240	0,0012
275	0,005
300	0,01
320	0,015
325	0,02
337	0,025
340	0,03

### **3.2.5 Linhas de Deslizamento (Slidelines), LUSAS (2000)**

Nos modelos desenvolvidos simulando o processo mecânico de jateamento por granalha, foram utilizadas as linhas de deslizamento para modelar o impacto.

As linhas de deslizamento (slidelines) podem ser empregadas na modelagem do contato entre dois ou mais corpos. Dentre as aplicações, podem-se citar impactos de projéteis, choques de veículos, modelagem de uniões por interferência, entre outras.

Existem diferentes opções para o emprego das linhas de deslizamento, tais como:

- deslizamento nulo (null slideline);
- deslizamento geral sem atrito (gen. Sliding without friction);
- deslizamento geral com atrito (gen. Sliding with friction);
- deslizamento limitado (tied sliding);
- somente deslizamento (sliding only).

Estas opções estão baseadas numericamente em dois métodos diferentes, empregados para representar as linhas de deslizamento, que são:

- 1- Função de pênalti (penalty function);
- 2- Restrição nodal (nodal constraint).

A função pênalti é utilizada para todos os tipos de linhas de deslizamento, exceto para a opção de deslizamento limitado (tied sliding).

O fato de empregar linhas de deslizamento implica que é necessário implementar um controle não linear no processo. As opções gerais de linhas de

deslizamento podem ser empregadas para modelar deformações relativamente pequenas de sólidos em colisão, para 2 e 3 dimensões.

Cada linha de deslizamento é comprimida por duas superfícies, uma denominada superfície **mestre** (master surface), e a outra superfície **escrava** (slave surface). Cada superfície de deslizamento é formada por um certo número de segmentos de contato, os quais correspondem à face externa dos elementos que formam a superfície de cada corpo. Um destes segmentos, em uma modelagem de duas dimensões, pode, portanto, ser definido por apenas dois nós. Um segmento tridimensional pode, entretanto, possuir três ou quatro nós, dependendo de qual seja a face do elemento que constitui a superfície de contato.

A escolha entre as superfícies **mestre** e **escrava** é arbitrária no caso do emprego da **função pênalti**. No tratamento de **restrição nodal** (nodal constraint), é recomendável definir, como superfície **mestre**, aquela que possua a malha de maior densidade de nós no contato.

#### ***Parâmetros a considerar na definição das linhas de deslizamento***

- *Parâmetro de detecção de contacto localizado (zonal contact detection parameter)*

No caso da análise dinâmica explícita, o valor recomendado para este parâmetro é 5/9, sendo de 10/9 para problemas estáticos ou de análise dinâmica implícita.

- *Rigidez na interface*

O método da função pênalti pode empregar os seguintes valores para este parâmetro:

- Deslizamento geral sem atrito (0.01-50)

- Deslizamento geral com atrito (0.01-50)
- Deslizamento limitado (100-10 000)
- Somente deslizamento (0.01-50)

***Considerações na modelagem no emprego de linhas de deslizamento***

- apenas a região onde é esperado o contacto deve ser definida como uma superfície de deslizamento, quando é utilizada a opção de deslizamento ajustado (tied sliding);
- em uma análise dinâmica explícita, só poderão ser utilizados na definição da superfície de deslizamento, elementos com formulação dinâmica explícita;
- no caso de análise estática ou dinâmica implícita, só poderão ser utilizados na definição da superfície de deslizamento, elementos com formulação linear contínua;
- na região do contato deve ser evitado o emprego de uma malha de baixa densidade;
- não é recomendável o uso de um módulo de Young elevado, para simular uma superfície rígida, já que isto vai incrementar a velocidade da propagação das ondas nessa parte do modelo, provocando uma redução do passo de tempo (time steps), o que aumenta significativamente o tempo de cálculo.

### 3.2.6 Resultados da Modelagem do Processo de JPG

Os resultados de tensões e deformações obtidos para os diferentes modelos são apresentados na Tabela 3.10:

**Tabela 3.10 - Resultados da modelagem teórico-computacional**

Modelo	Malha placa	Malha projétil (div/linha)	Elemento	Tensão $\sigma_x^R$ [MPa]	Def. Plást. $\varepsilon_{px}$	Coef. de rigidez na interface
<i>shotsym1</i>	com transição	4	Axi. D. Exp.	-435,7 8,94	-0,017 0,054	10,0
<i>shotsym2</i>	idem	2	idem	-486,2 19,39	-0,016 0,116	10,0
<i>shotsym4</i>	uniforme	2	idem	-361,4 15,29	-0,058 0,133	10,0
<i>shotsym5</i>	transição	3	idem	-256,4 14,57	-0,033 0,066	10,0
<i>shotsym6</i>	idem	2	E.P.D. D. Exp.	-263,3 175,8	-0,039 0,13	10,0
<i>shotsym7</i>	idem	1	Axi. D. Exp.	-310,3 171,4	-0,091 0,267	10,0
<i>shotsym8</i>	idem	2	idem	-352,9 20,09	-0,071 0,117	0,1
<i>shotsym9</i>	idem	2	E.P.D. D. Exp.	-320,4 4,62	-0,037 0,112	0,1
<i>shotsy10</i>	uniforme	2	Axi. D. Exp.	-329,1 32,5	-0,071 0,117	0,1
<i>shotsy11</i>	transição	3	idem	-349,1 24,4	-0,033 0,065	0,1
<i>shotsy12</i>	idem	4	idem	-430,1 21,7	-0,026 0,046	0,1
<i>shotsy13</i>	idem	5	idem	-417,7 14,3	-0,020 0,044	0,1
<i>shotsy14</i>	idem	1	idem	-341,3 151,2	-0,092 0,27	0,1
<i>shotsy15</i>	uniforme	2	E.P.D. D. Exp.	-304,3 182,1	-0,037 0,113	0,1

div/linha (divisões por linha na esfera; Figura 3.18); Axi. D. Exp. (Modelo axissimétrico, análise dinâmica com algoritmo explícito); E.P.D. D. Exp. (Modelo com elementos formulados para estado plano de deformação, análise dinâmica com algoritmo explícito)

Depois de analisar os resultados obtidos para 14 modelos, foram escolhidos como mais representativos os apresentados na Tabela 3.11:

**Tabela 3.11 - Valores das tensões e deformações dos modelos escolhidos**

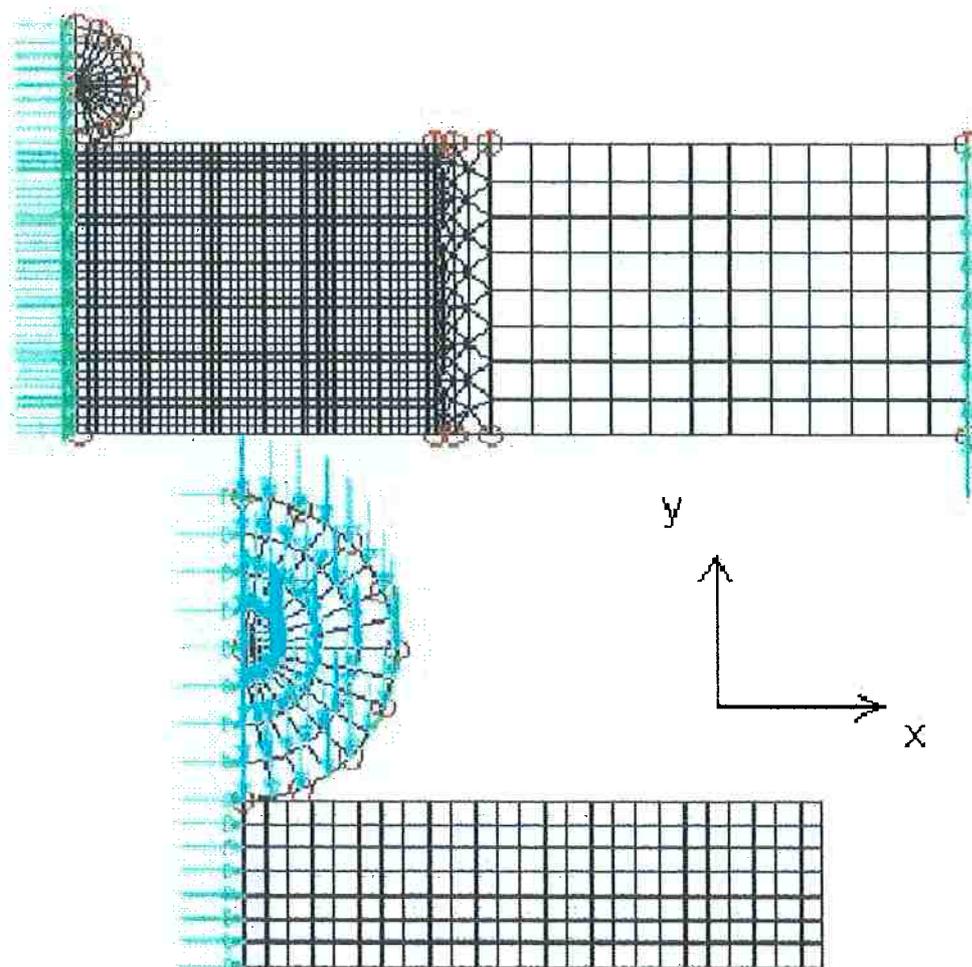
Modelo	Malha do componente placa	Malha do projétil	Tipo de elemento utilizado	Tensão $\sigma_x^R$	Deformação $\epsilon_{px}$	Coef. de rigidez na interface
<i>shotsym1</i>	com transição	4	Exp.Dyn. Axi	-435,7 8,94	-0,017 0,054	10
<i>shotsym2</i>	idem	2	idem	-486,2 19,39	-0,016 0,116	10
<i>shotsy12</i>	idem	4	idem	-430,1 21,7	-0,026 0,046	0.1
<i>shotsy13</i>	idem	5	idem	-417,7 14,3	-0,020 0,044	0.1

O fato de se empregarem elementos axissimétricos, sendo a área de contacto teoricamente um ponto, provoca um incremento dos valores de tensão e deformação em relação a quando é utilizado o elemento com formulação de estado plano de deformação, em que a região de contacto é diferente.

A escolha dos quatro modelos acima se baseou na apropriada concordância apresentada entre os resultados obtidos e os oferecidos pelo modelo teórico mostrado por AL-OBAID (1995), que foi avaliado por resultados experimentais. A comparação dos valores da profundidade da zona plástica atingida pelo impacto, assim como das tensões residuais obtidas para o modelo *shotsym2*, e os modelos teórico-experimentais disponíveis na literatura, será apresentada no item 5.2 do Capítulo 5, mais adiante.

Precisa-se destacar que, através da observação dos diferentes modelos, é evidente que o elemento axissimétrico é o mais adequado, devido às próprias características da análise efetuada.

A figura 3.25 apresenta a malha, condições de contorno e carregamento para o modelo *shotsy12*:



**Figura 3.25 - Malha de elementos finitos, condições de contorno e carregamento para o modelo shotsy12**

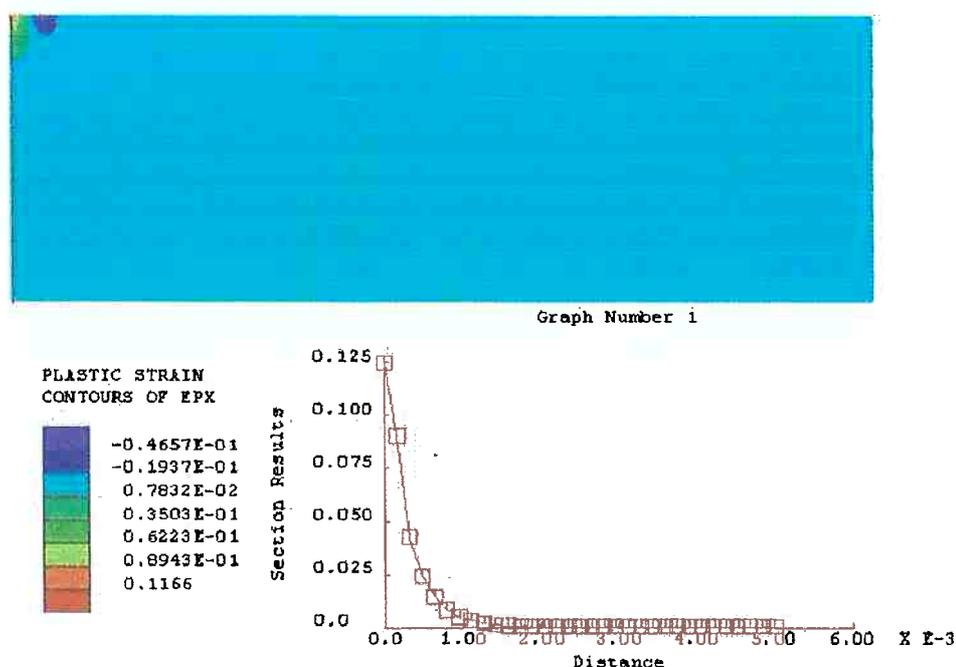
Pode ser observado na Figura, 3.25 como foi comentado anteriormente, que, na zona do impacto e até uma determinada distância, equivalente a três vezes o diâmetro do projétil, foram utilizados elementos retangulares com uma relação geométrica entre seus lados aproximadamente igual a um.

Já na zona de transição, foram empregados elementos triangulares. Nas regiões afastadas da zona de impacto, a densidade da malha diminui consideravelmente.

É evidente que nestas regiões, a influência do impacto não vai ser determinante. Esta diminuição na densidade da malha torna o cálculo mais rápido e econômico.

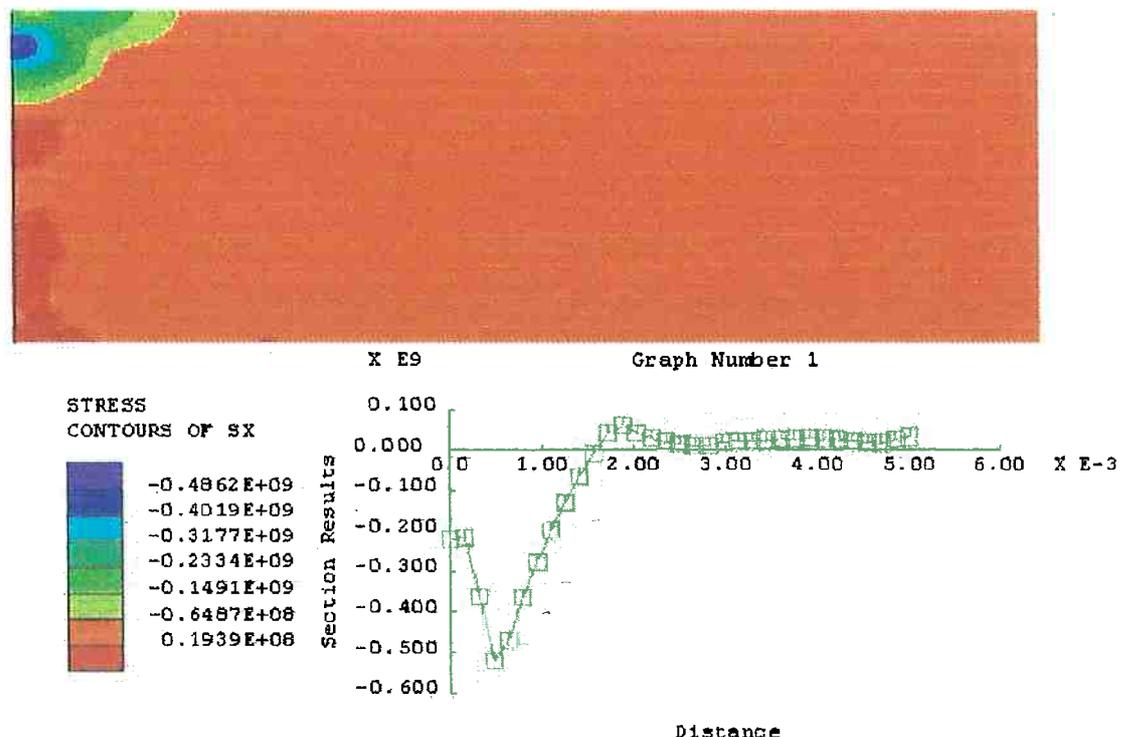
Com relação às condições de contorno, a Figura 3.25 mostra que os nós correspondentes ao eixo de simetria, tanto para o projétil como para a placa, não têm liberdade de deslocamento na direção X. Os demais nós do projétil têm liberdade de se deslocar em X e em Y. Os nós da placa que não estão no eixo de simetria também possuem liberdade de deslocamento em X e em Y, exceto aqueles da extremidade direita, que têm o seu deslocamento na direção Y limitado. O projétil impacta a placa com uma velocidade inicial de 100 m/s, que é, neste caso, o carregamento aplicado na modelagem.

Nas figuras 3.26 e 3.27, aparecem as distribuições de deformações e tensões residuais para o modelo shotsym2.



**Figura 3.26 - Distribuição das deformações plásticas  $\epsilon_{px}$  ao longo da espessura da placa [m] devido ao impacto**

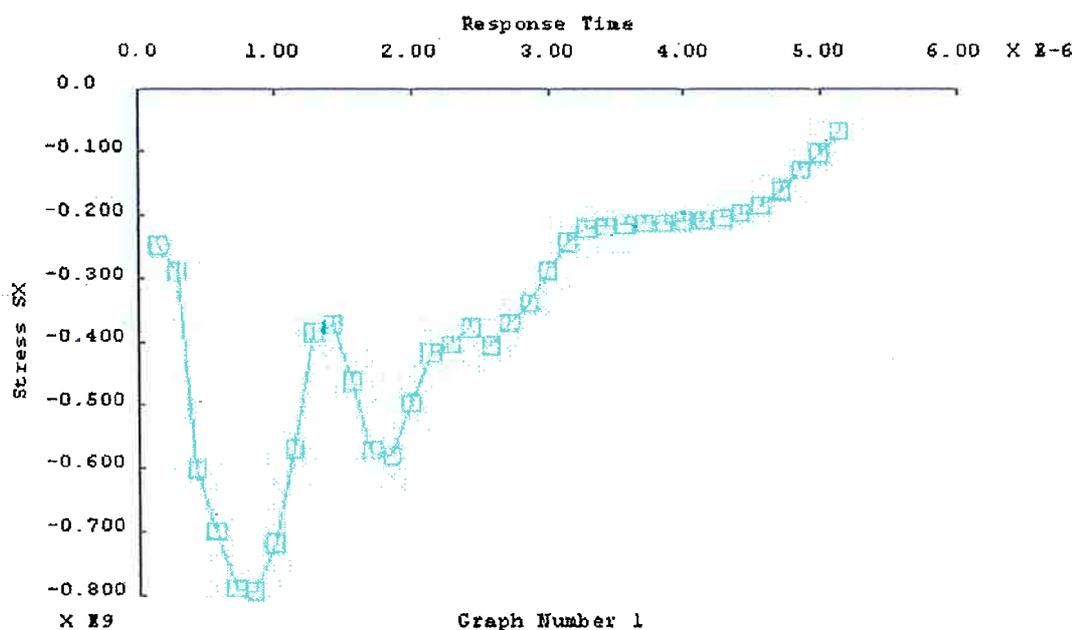
Na distribuição de deformações plásticas observam-se aspectos muito interessantes. A deformação plástica só atinge uma determinada profundidade. Deve-se destacar que esta profundidade é definida como  $h_p$  e, de acordo com as referências de outros autores, marca o limite entre as tensões de tração e compressão. O segundo aspecto é que na mesma região do impacto, as deformações plásticas são de tração, sendo que na vizinhança passam a ter valores de compressão, conforme se observa na Figura 3.26. Isto foi comentado por KOBAYASHI (1998) como característico do impacto de uma esfera sobre uma placa. Se sobre a esfera estivesse sendo aplicada uma pressão do tipo quase-estática, ocorreria o contrário. A superfície uniforme de tensões e deformações de compressão que aparece no processo de jateamento é resultado dos múltiplos impactos dos projéteis sobre a peça tratada.



**Figura 3.27 - Distribuição das tensões residuais  $\sigma_x^R$  [Pa]**

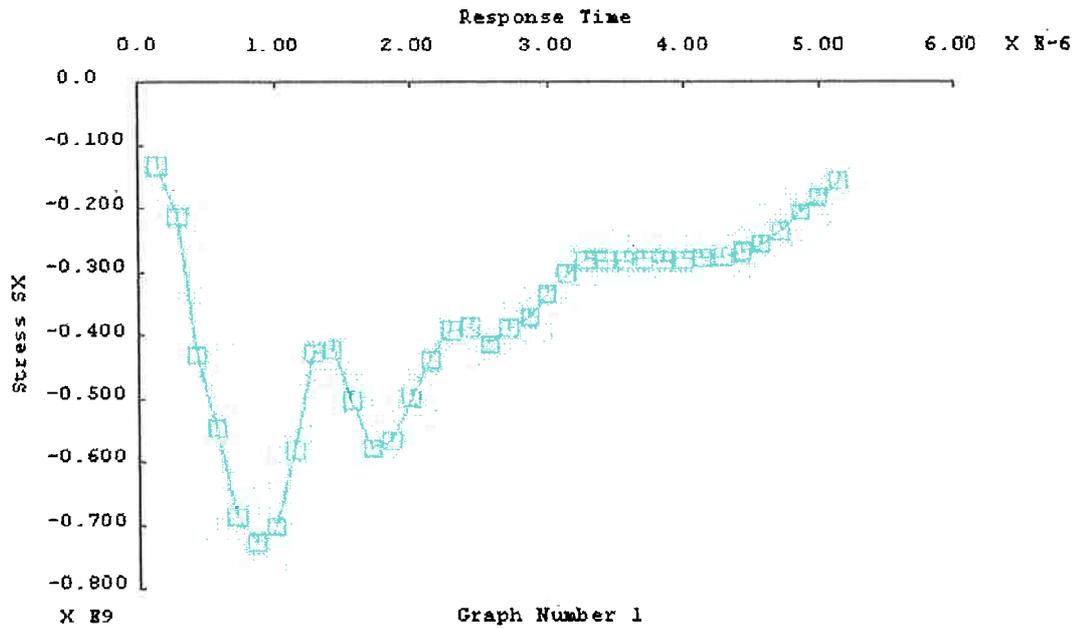
Nesta distribuição de tensões observa-se claramente o perfil de tensões originado pelo impacto. Conforme se observa na Figura 3.27, é definida uma transição entre tensões de compressão e de tração, que é determinada pela profundidade da zona plástica, como foi comentado anteriormente.

O valor máximo das tensões residuais de compressão não está na superfície da peça, mas, em uma determinada profundidade, como se pode verificar no gráfico da Figura 3.27.

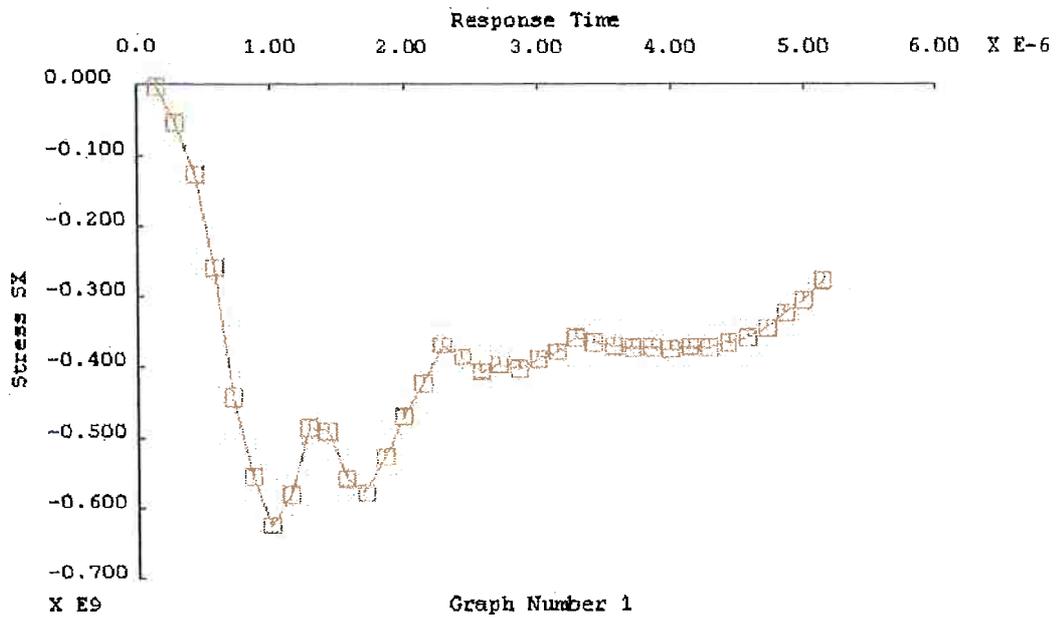


**Figura 3.28 - Tensão em função do tempo de impacto [nó 5131  
(na superfície)]**

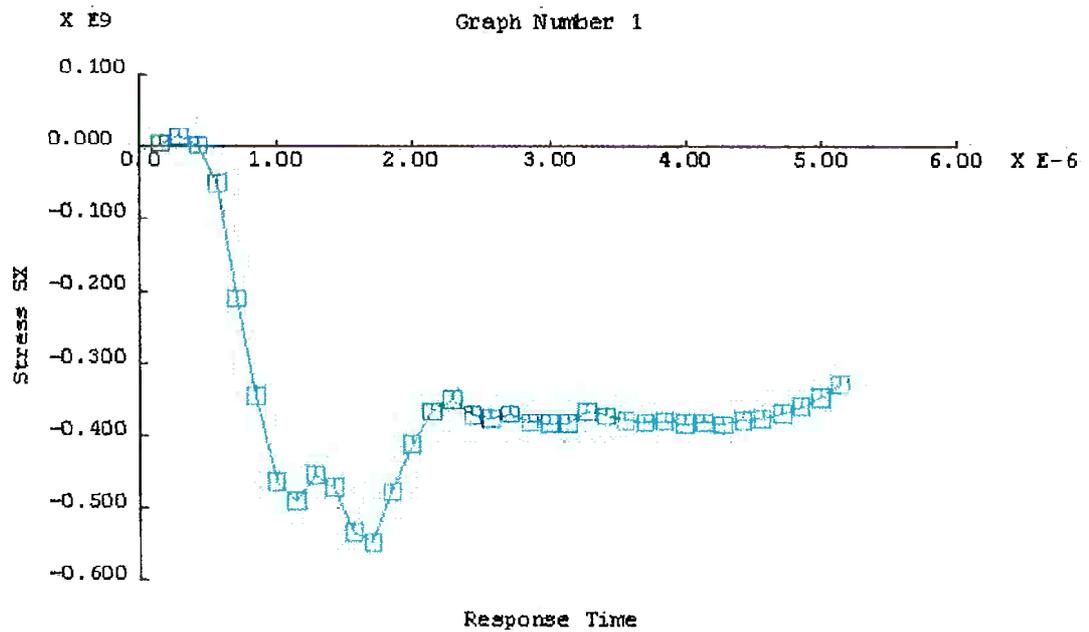
Nas figuras 3.28, 3.29, 3.30, 3.31 e 3.32, observa-se a variação da tensão residual em função do tempo para os nós localizados em uma mesma linha ao longo da espessura, na região do impacto, começando como indicado na Figura 3.28, sobre a superfície, até uma determinada profundidade definida em cada gráfico.



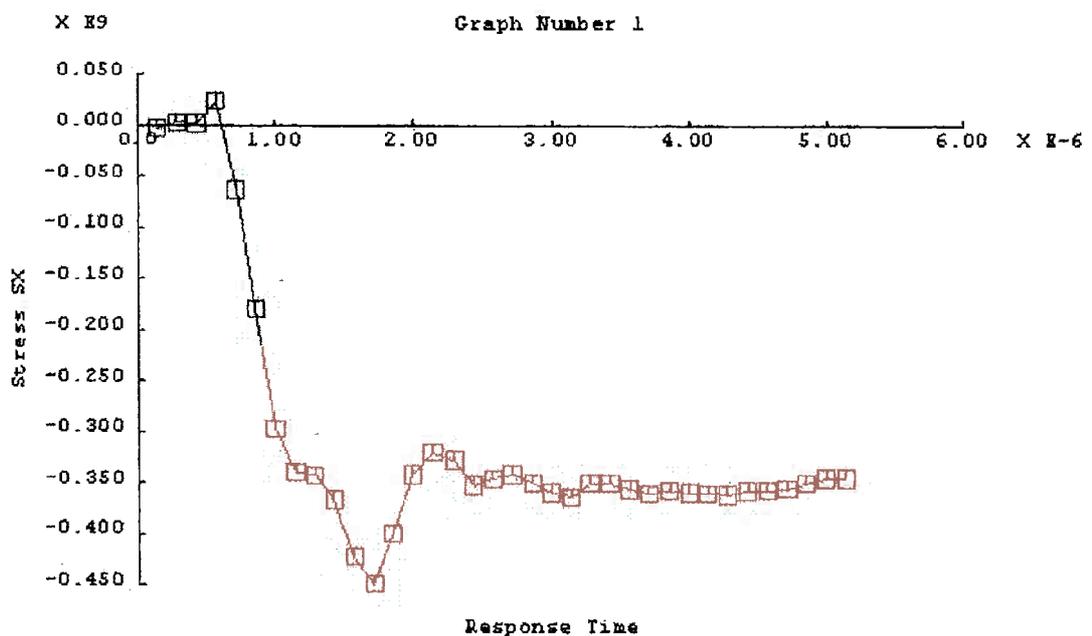
**Figura 3.29 - Tensão versus tempo de impacto [nó 5210 (0.15625 mm)]**



**Figura 3.30 - Tensão versus tempo de impacto [nó 5249 (0.3125 mm)]**



**Figura 3.31 - Tensão versus tempo de impacto [nó 5288 (0.46875 mm)]**

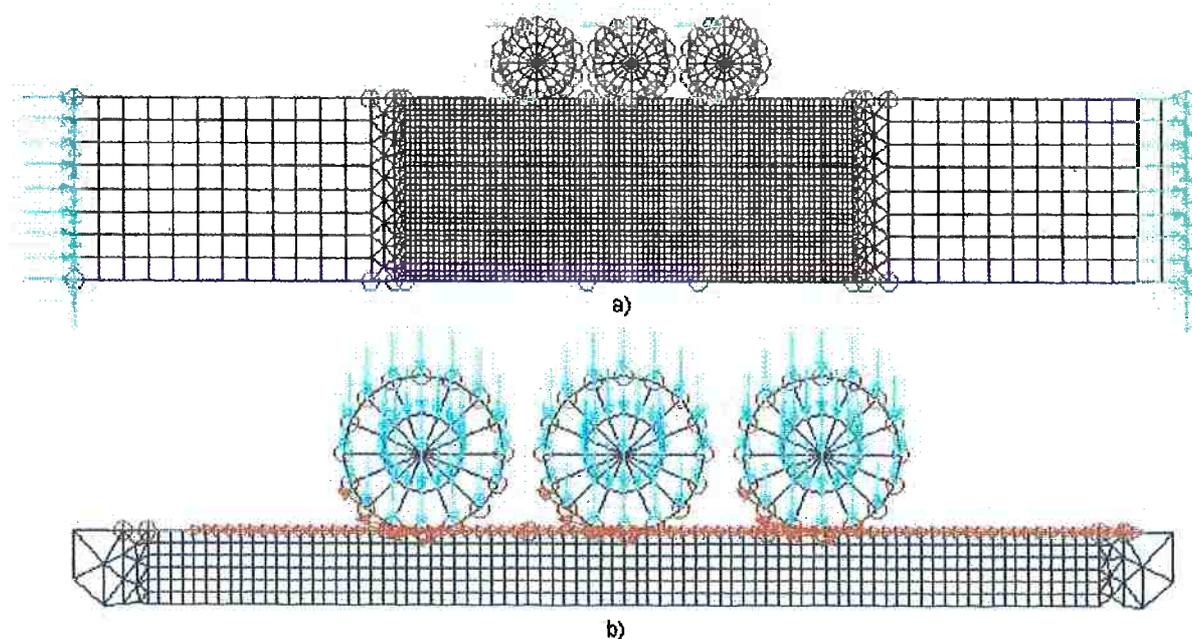


**Figura 3.32 - Tensão versus tempo de impacto [nó 5327 (0.625 mm)]**

Observa-se que, no transcurso da duração do impacto, a tensão vai evoluindo até alcançar um valor estacionário. Embora não tenha sido

apresentado todo o histórico ao longo da linha escolhida, as evidências demonstram o comentado anteriormente em relação ao pico de tensão.

A Figura 3.33 apresenta uma modelagem em que foram utilizados elementos finitos com formulação explícita, empregados para simular um estado plano de deformação. Embora não seja uma aproximação muito apropriada, devido ao fato de que a zona de contato seria, teoricamente, uma linha, ao invés de um ponto; ela ilustra a constatação de que a camada uniforme de tensões e deformações residuais de compressão é provocada pelo efeito de múltiplos impactos, o que se observa nas Figuras 3.34 e 3.35.



**Figura 3.33 - (a) Malha de elementos finitos, condições de contorno, carregamento e linhas de deslizamento para o contacto no modelo shot3 (impacto simultâneo de três projéteis)**  
**(b) Zona do impacto ampliada**

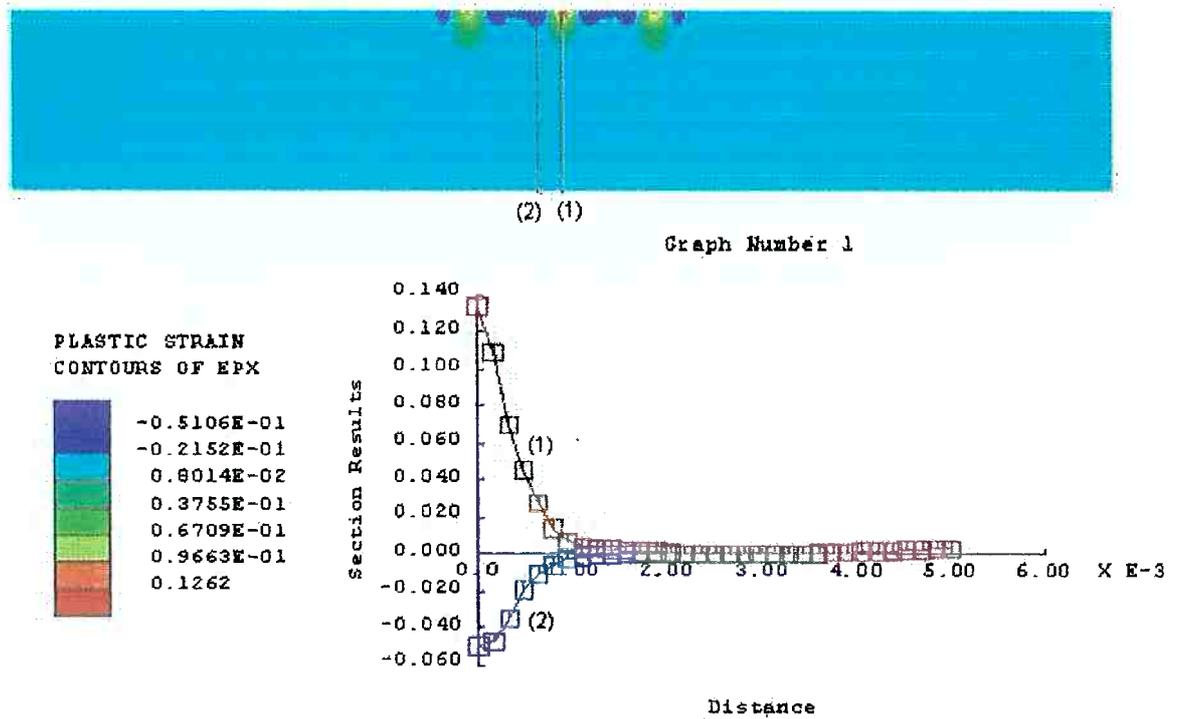


Figura 3.34 - Distribuição da deformação plástica  $\epsilon_{px}$

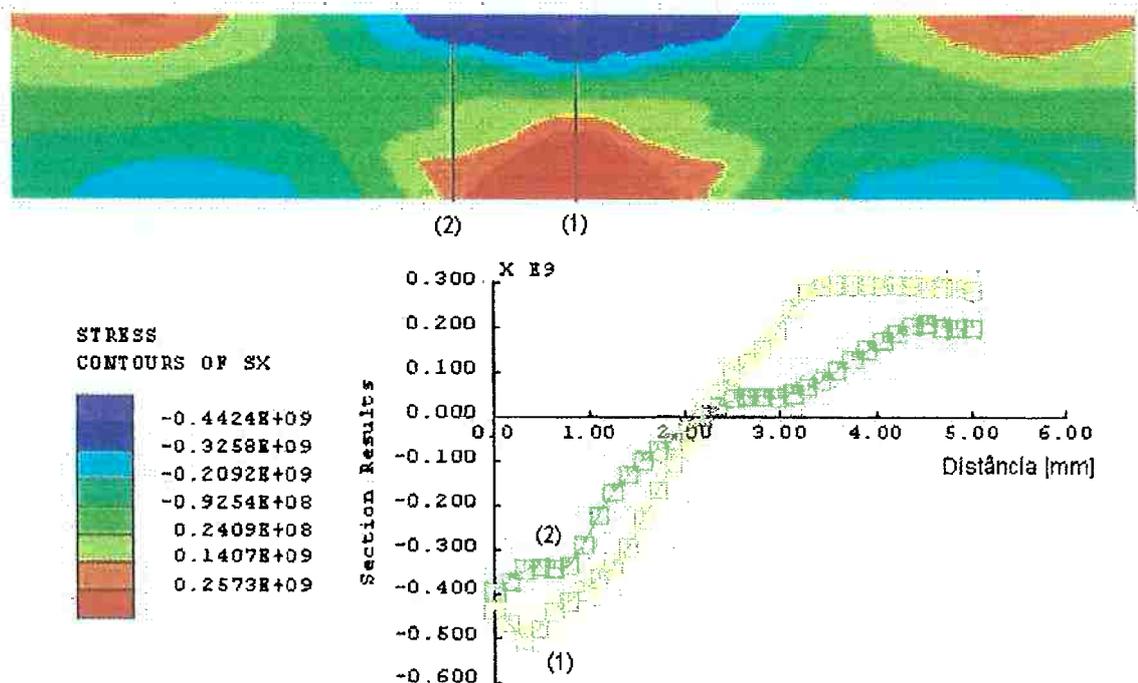


Figura 3.35 - Distribuição da tensão residual  $\sigma^R_x$  [Pa]

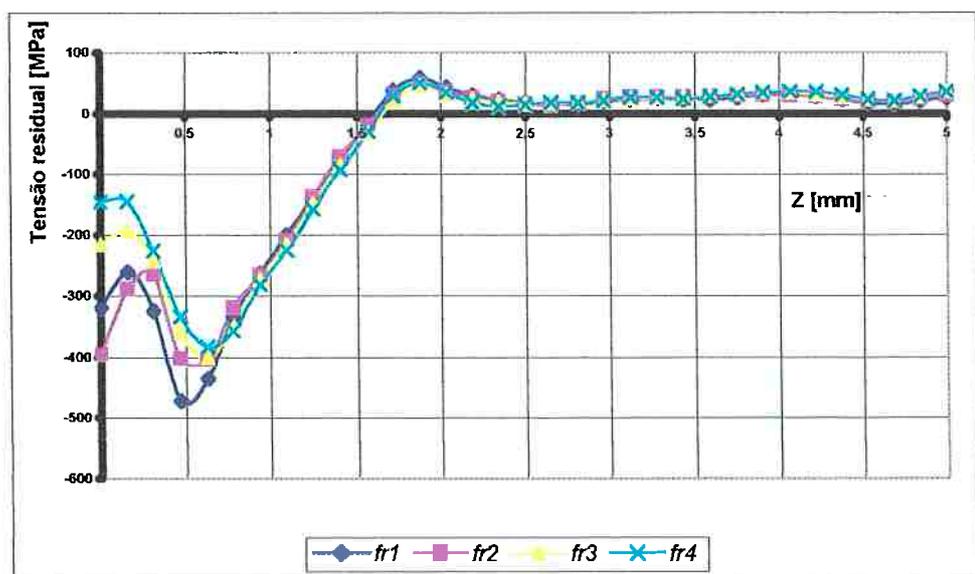
Na Figura 3.34, a curva em vermelho representa os valores das deformações obtidas ao longo da espessura da placa através da trajetória

descrita pela linha (1), enquanto que a curva azul, os valores de deformação correspondentes à linha (2).

Analogamente, na Figura 3.35 se observa que a curva (1) (amarela) representa os valores das tensões obtidas ao longo da espessura da placa na trajetória definida pela linha (1), e a curva (2) (verde), os valores relativos à linha (2).

### ***Influência do coeficiente de atrito sobre a distribuição das tensões residuais***

Foi analisada para o modelo shotsym2 a influência do coeficiente de atrito de Coulomb na interface de contato entre a placa e o projétil. A Figura 3.36 apresenta o comportamento da distribuição de tensões residuais para valores do coeficiente de atrito de 0.1 (curva azul), 0.2 (curva rosa), 0.3 (curva amarela) e 0.4 (curva azul clara). Aqui  $z$  (mm) identifica a espessura da placa (5 mm).



**Figura 3.36 - Influência do coeficiente de atrito no comportamento das tensões residuais**

## CAPÍTULO 4

### INFLUÊNCIA DAS TENSÕES RESIDUAIS NO COMPORTAMENTO À FRATURA

#### ***Influência das Tensões Residuais no Comportamento à Fratura***

Com o objetivo de se analisar a influência das tensões e/ou das deformações residuais sobre os parâmetros que caracterizam o comportamento do material frente à fratura, foi feita a modelagem de um corpo de prova tipo CT, de aço, solicitado segundo o Modo I (no qual o corpo está submetido a tração) de propagação da trinca.

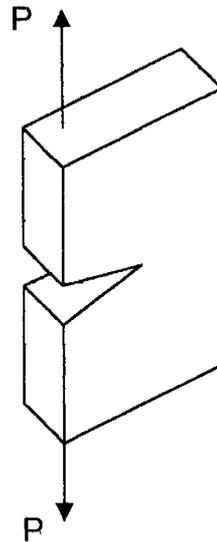
Inicialmente, o corpo de prova foi modelado sem tensões residuais. Posteriormente, procurou-se induzir tensões e deformações residuais em uma placa, solicitando-a acima do seu limite de escoamento, como foi descrito no Capítulo 3. A partir daquela placa, foi configurado o corpo de prova CT utilizando-se o procedimento de ativação e desativação de elementos, para, em seguida, aplicar o carregamento, outra vez segundo o Modo I de solicitação. Foram calculados os valores do fator de intensificação de tensões para ambos os modelos, para se avaliar a influência das tensões residuais induzidas sobre este parâmetro.

#### ***4.1 Fator de Intensificação de Tensões ( $K_I$ )***

##### ***Tensões na ponta da trinca***

Uma trinca em um sólido pode ser propagada de três modos diferentes. A tensão normal provoca o modo I, ou modo de abertura, representado na

Figura 4.1, o qual tecnicamente, é o mais importante, ANDERSON (1995); BROEK (1986).



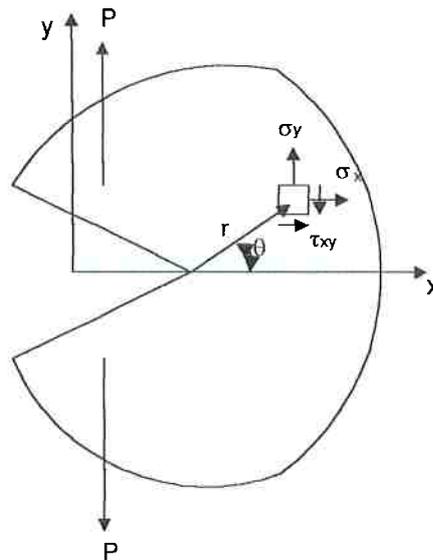
**Figura 4.1 - Modo I de abertura da trinca**

O campo elástico de tensões para o modo I pode ser expresso de modo geral, segundo Irwing, BROEK (1986), como:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad 4.1$$

em que:

- $\sigma_{ij}$  tensões atuantes sobre o elemento de volume (RVE) mostrado na Figura 4.2, de área  $dx dy$ , a uma distância " $r$ " da ponta da trinca e a um ângulo  $\theta$  do plano da mesma;
- $K_I$  fator de intensidade das tensões; ele descreve o campo de tensões na ponta da trinca; é função da geometria do corpo, dimensões e posicionamento da trinca, assim como do carregamento aplicado;
- $f_{ij}(\theta)$  funções que dependem do ângulo  $\theta$ .



**Figura 4.2 - Campo de tensões em função de  $r$  e  $\theta$**

Escrevendo-se em forma explícita os componentes das tensões, obtém-se:

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_{yy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}\end{aligned}\quad 4.2$$

em que:

$\sigma_{zz} = 0$  para estado plano de tensão;

$\sigma_{zz} = \nu (\sigma_{xx} + \sigma_{yy})$  para estado plano de deformação;

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

Para qualquer caso, o fator de intensidade das tensões será expresso segundo:

$$K_I = \beta \sigma \sqrt{a} \quad 4.3$$

em que  $\beta$  é um fator adimensional que depende da geometria do corpo analisado, ou seja,  $\beta = \beta(a/W, a/D \text{ e } a/R)$ , sendo:

$a$  - comprimento da trinca;

$W, D, R$  - parâmetros que caracterizam as dimensões do corpo em análise.

#### **4.2 Critério de Deslocamento da Abertura da Trinca (COD). Cálculo do CTOD (crack tip opening displacement)**

Os materiais de alta resistência geralmente têm baixa tenacidade à fratura. Problemas de fratura, tanto nos casos de estado plano de deformação como nos de estado plano de tensão, podem ser resolvidos para estes materiais através do emprego de critérios como o de Griffith.

Os materiais de baixa resistência usualmente apresentam uma elevada tenacidade, o que indica que o tamanho da zona plástica na fratura é maior, comparado com a dimensão da trinca. O conceito da COD (crack opening displacement) foi introduzido por Wells, para tais materiais. A propagação da trinca pode ocorrer quando o material na ponta da mesma alcança uma deformação plástica máxima permissível, que pode ser relacionada com o COD, que é uma grandeza mensurável.

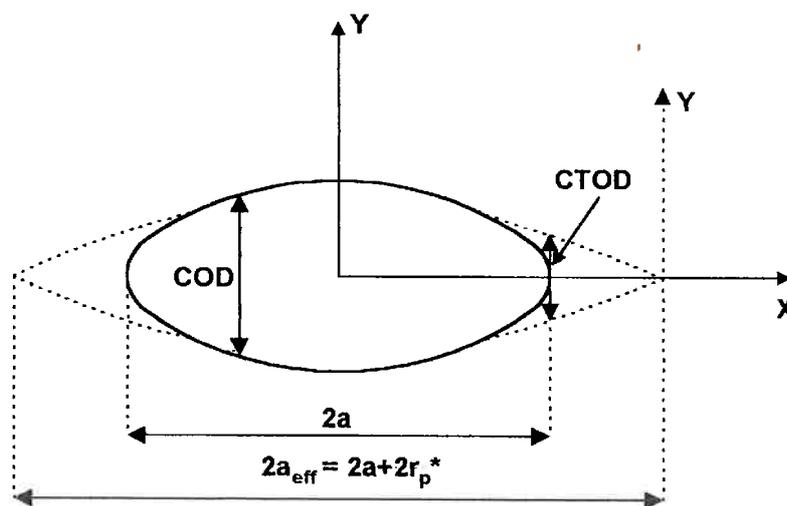
Os conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) podem ser aplicados satisfatoriamente nos casos em que a fratura ocorre para valores de tensões apreciavelmente inferiores ao valor da tensão de escoamento do material em estudo e sob condições de estado plano de deformação. Neste caso, a fratura pode ser caracterizada através de fator de intensificação de tensões crítico ( $K_{IC}$ ) ou do valor da energia crítica de Griffith ( $G_{IC}$ ). Entretanto,

quando a extensão da zona plástica é maior que o comprimento da trinca (materiais com elevada tensão de fratura ou alta resistência ao fissuramento), os conceitos da MFLE não são aplicáveis.

Na Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP), o início da propagação da trinca acontecerá quando, na ponta da mesma, o valor da deformação plástica exceder um determinado valor crítico.

A grandeza para medir a deformação plástica na ponta da trinca é o deslocamento da abertura na ponta da mesma (crack tip opening displacement; CTOD). O CTOD caracteriza a capacidade de o material se deformar plasticamente antes da ocorrência da fratura, medindo o afastamento das duas faces da trinca preexistente na sua ponta.

O CTOD (Figura 4.3, correspondente a uma trinca de duas pontas numa placa teoricamente infinita) pode ser calculado da seguinte maneira.



**Figura 4.3 - COD e CTOD numa trinca**

O deslocamento das faces da trinca é dado por:

$$COD = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \quad 4.4$$

Aplicando-se a correção  $r_p^*$  [mm, pol, e etc] para a zona plástica:

$$COD = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{(a+r_p^*)^2 - x^2} \quad 4.5$$

em que  $a+r_p^*$  é o tamanho efetivo da trinca, cuja origem do sistema de coordenadas se encontra no centro da mesma, conforme se observa na Figura 4.3. O CTOD na ponta da trinca física é localizado para  $x = a$ . Assim:

$$COD = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{2ar_p^*} \quad 4.6$$

Deslocando-se a origem do sistema de coordenadas para a ponta da trinca, obtém-se:

$$COD = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{2a_{eff}r} \quad 4.7$$

Considerando-se  $r = r_p^*$ ;  $a_{eff} = a$ ;  $r_p^* = \sigma^2 a / 2\sigma_e^2$ , pode-se determinar o valor do CTOD por meio de:

$$CTOD = \frac{4K_I^2}{\pi E \sigma_e} \quad 4.8$$

Uma medição direta do CTOD é difícil e virtualmente impossível num experimento. Ele pode ser calculado através da equação 4.8, conhecendo-se o valor de  $K_I$ , obtido experimentalmente.

Se a tensão remota  $\sigma$  é pequena comparada com a de escoamento  $\sigma_e$ , pode-se empregar a seguinte equação:

$$CTOD = \frac{G_I}{\lambda \sigma_e} = \frac{K_I^2 (1-\nu^2)}{E \lambda \sigma_e} \quad 4.9$$

em que:

$\nu$  – Coeficiente de Poisson.

$\lambda$  – fator que depende do lugar exato onde é determinado o CTOD, ou seja, onde vai se localizar a ponta da trinca, BROEK (1986).

### **Determinação experimental do CTOD.**

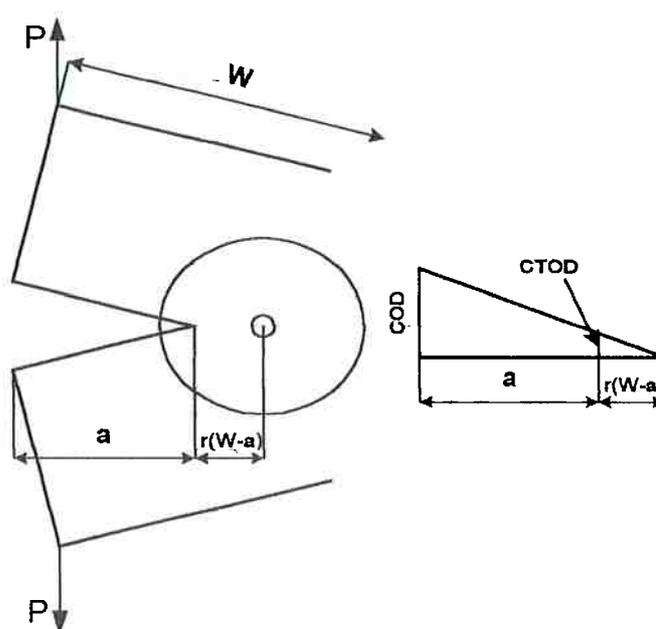
Observando-se a Figura 4.4, nota-se que o corpo de prova (neste caso do tipo CT) é considerado como uma dobradiça plástica, cujo centro de rotação se encontra a uma distância  $r(W-a)$  da ponta da trinca.

O fator rotacional  $r$  é determinado experimentalmente. O valor do CTOD é obtido a partir do valor do COD através de uma relação linear representada pelas equações 4.10, cujas variáveis são apresentadas na Figura 4.4.

$$\frac{COD}{a + r(W - a)} = \frac{CTOD}{r(W - a)}$$

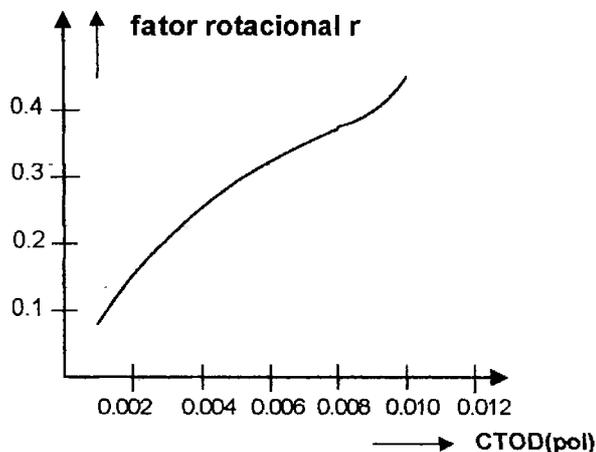
**4.10**

$$CTOD = \frac{COD \cdot r(W - a)}{a + r(W - a)}$$



**Figura 4.4 - Esquema para a determinação do valor do CTOD**

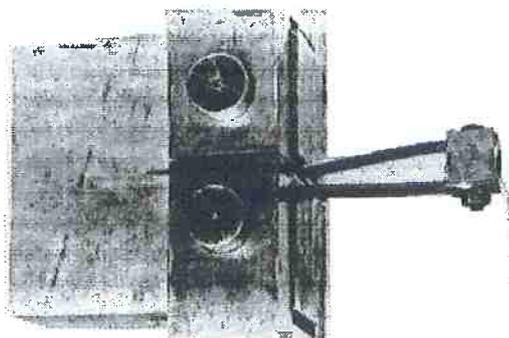
O fator rotacional  $r$  incrementa-se em função do valor de CTOD, como mostra a Figura 4.5:



**Figura 4.5 - Fator rotacional  $r$  em função do CTOD.**

Para os cálculos, geralmente é empregado  $r = 0,4$ , BROEK (1986), no caso dos aços.

Durante o ensaio COD os valores de saída do clip gauge são plotados versus os valores do carregamento aplicado. A Figura 4.6 ilustra a disposição do clip num ensaio COD, BARSOM *et al.* (1987).



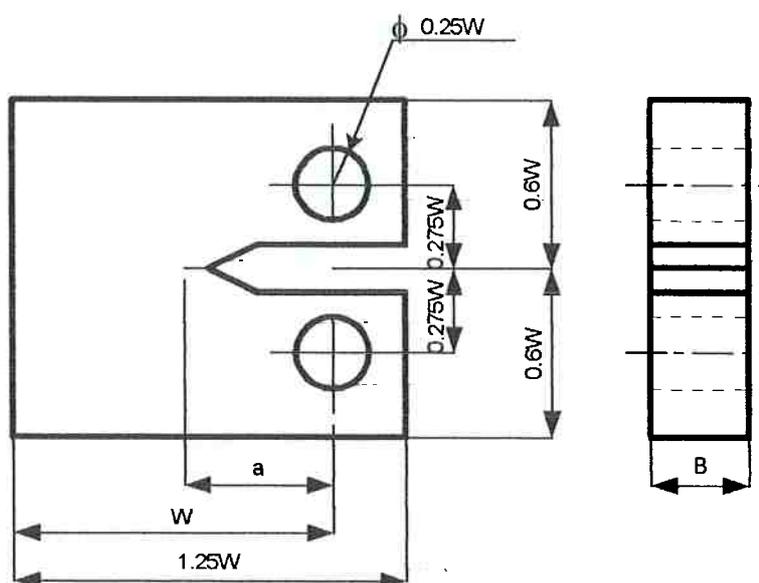
**Figura 4.6 - Montagem experimental para a determinação do COD.**

Experiências sugerem que o valor crítico  $CTOD_c$  deve ser determinado no momento da fratura. Entretanto, pode ocorrer uma lenta propagação da trinca antes da fratura, mas, determinar isto é extremamente complexo, motivo

pelo qual o  $CTOD_c$  é usualmente obtido para a carga máxima, ANDERSON (1995).

### 4.3 Dimensões do Corpo de Prova e Propriedades Mecânicas do Material

A Figura 4.7 apresenta as dimensões do corpo de prova normalizado pela ASTM, BARSOM *et al.* (1987):



**Figura 4.7 - Dimensões do corpo de prova CT**

As dimensões calculadas segundo a norma ASTM são:

$$a = 19.2 \text{ mm}, W = 38.4 \text{ mm} \text{ e } B = 10 \text{ mm}.$$

Neste modelo (a partir de aqui denominado CT22) foram adotadas as propriedades mecânicas do aço API60X (Tabelas 3.5 e 3.6), sendo o valor de  $K_{IC} = 46.5 \text{ kJ}/\text{pol}^{3/2} = 1650.75 \text{ N}/\text{mm}^{3/2}$ ,  $CTOD_c = 0.24 \text{ mm}$ , e  $COD_c = 0.8 \text{ mm}$ , onde  $CTOD_c$  e  $COD_c$  são os valores críticos de abertura da ponta da trinca e abertura da trinca respectivamente.

#### **4.4 Tipo de Elementos Utilizados e Carregamento Aplicado**

Foram feitas várias modelagens, empregando-se tanto elementos com formulação de estado plano de tensões, como elementos que simulam estado plano de deformação. Para a modelagem com estado plano de tensão, foram utilizados os elementos retangulares QPM4, e triangulares TPM3. No caso do estado plano de deformação, empregaram-se os elementos retangulares QPN4 e triangulares TPN3. Ressalta-se que estes quatro elementos são apropriados para a análise elasto-plástica, necessária no presente estudo.

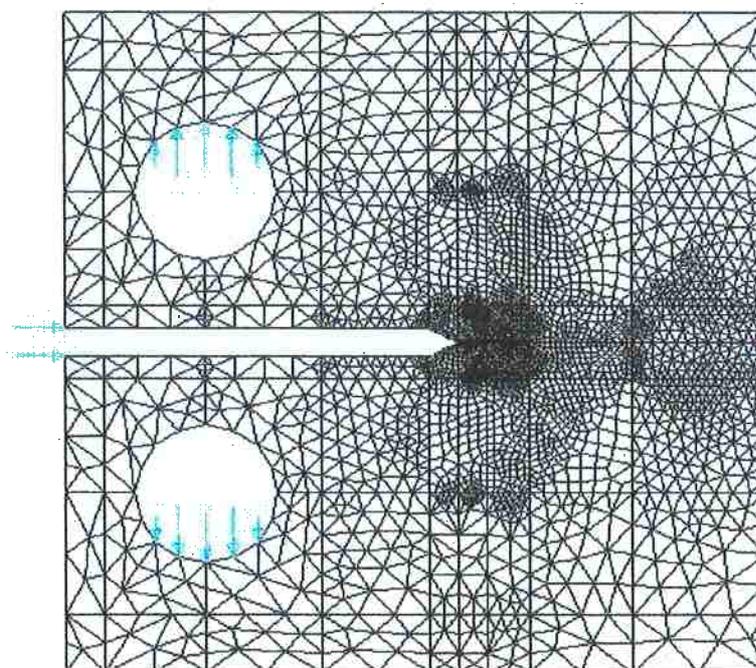
Em relação à malha de elementos finitos, é preciso dizer que a mesma foi obtida em várias etapas, até serem conseguidos resultados satisfatórios quando comparados com valores fornecidos pelas equações da norma ASTM. Foram tomados cuidados para se garantir uma densidade apropriada na localização da trinca, visando representar de forma correta o campo de tensões na ponta da mesma. As transições na malha não apresentaram mudanças bruscas nas dimensões dos elementos, procurando-se sempre obter a melhor relação geométrica dos mesmos.

##### ***Tipo de Carregamento***

Quanto ao carregamento, foram aplicadas cargas distribuídas em todos os casos. Posteriormente, o programa distribuiu automaticamente as cargas entre os nós dos respectivos segmentos de linha. Este tipo de carregamento evita a necessidade de serem aplicados elevados valores de carga pontuais, o que provocaria concentrações de tensões e deformações antes inexistentes.

Por último, antes de prosseguir a análise não linear, foram realizados testes no modelo em condições linear-elásticas, a fim de verificar-se, de uma maneira rápida, possíveis erros na construção do modelo.

Na figura 4.8 são apresentados a malha de elementos finitos, as condições de contorno e o carregamento, para uma das modelagens realizadas:



**Figura 4.8 - Malha de elementos finitos para o modelo CT22**

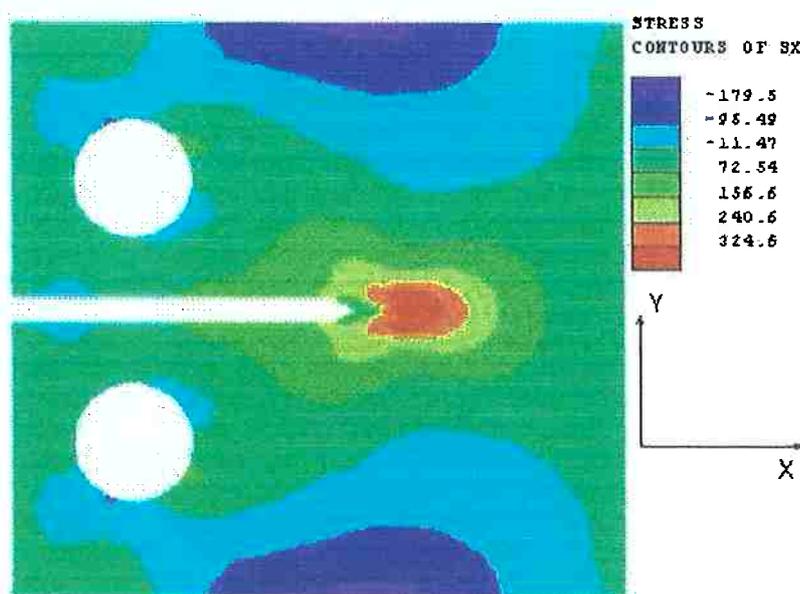
Neste modelo CT22, foram empregados elementos finitos retangulares e triangulares com formulação de estado plano de tensões. O carregamento foi aplicado de maneira incremental e automática, sendo definido pelo usuário o tamanho do incremento inicial. Este valor de incremento era ajustado de forma automática, visando a alcançar a estabilidade da integração passo a passo.

#### **4.5 Modelagem do Corpo de Prova Sem Tensões Residuais**

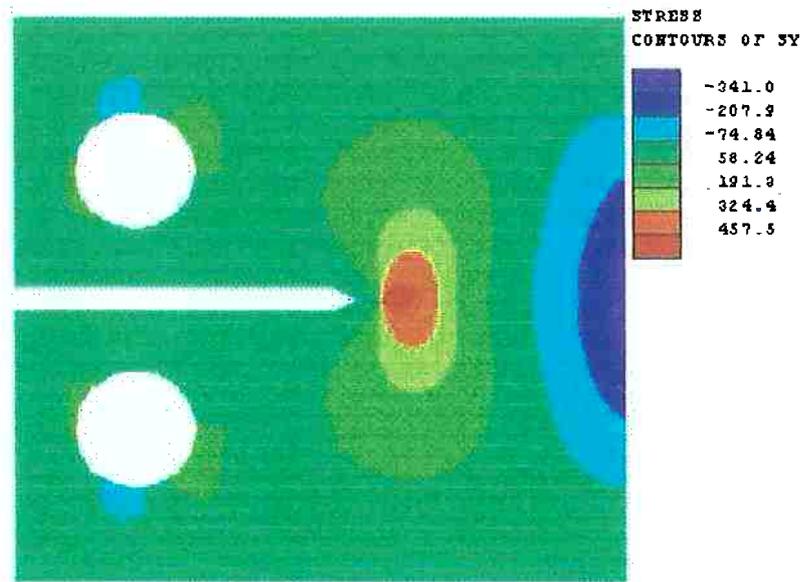
A modelagem do corpo de prova sem tensões residuais foi feita empregando-se o modelo mostrado na Figura 4.8. O carregamento foi dividido em 100 incrementos, para que o mesmo descrevesse o comportamento elasto-plástico do material.

#### **Resultados da modelagem**

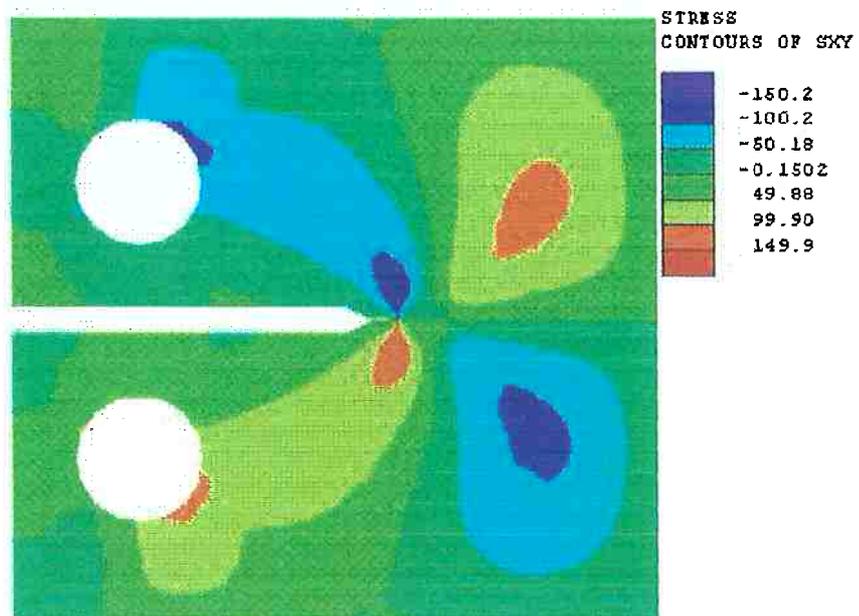
As Figuras 4.9 a 4.12 apresentam as distribuições das tensões (valores em MPa) para o valor de carga  $P=10\ 200\ N$ , no modelo CT22.



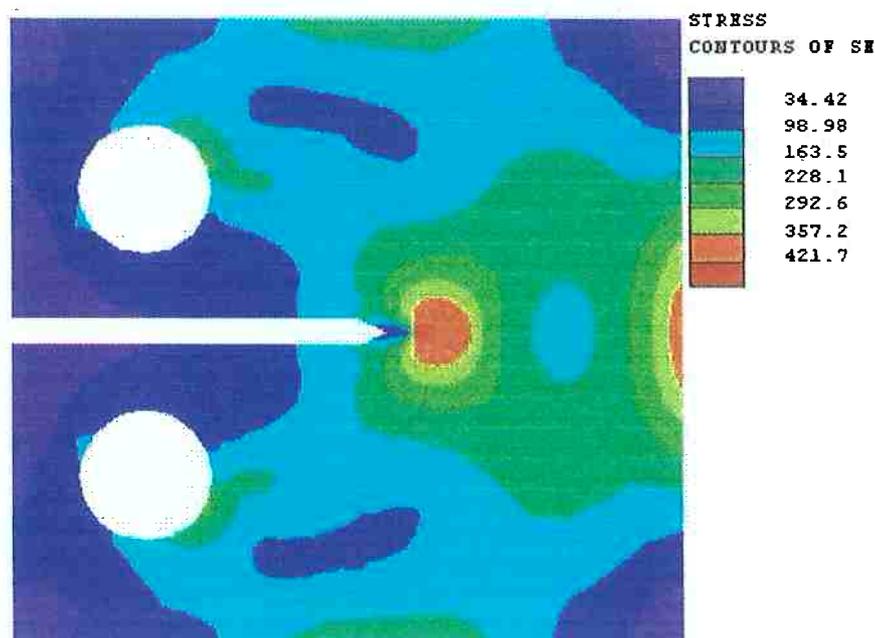
**Figura 4.9 - Distribuição da tensão  $\sigma_x$  [MPa]**



**Figura 4.10 - Distribuição da tensão  $\sigma_y$  [MPa]**

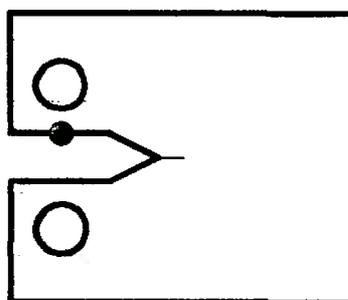


**Figura 4.11 - Distribuição da tensão  $\tau_{xy}$  [MPa]**

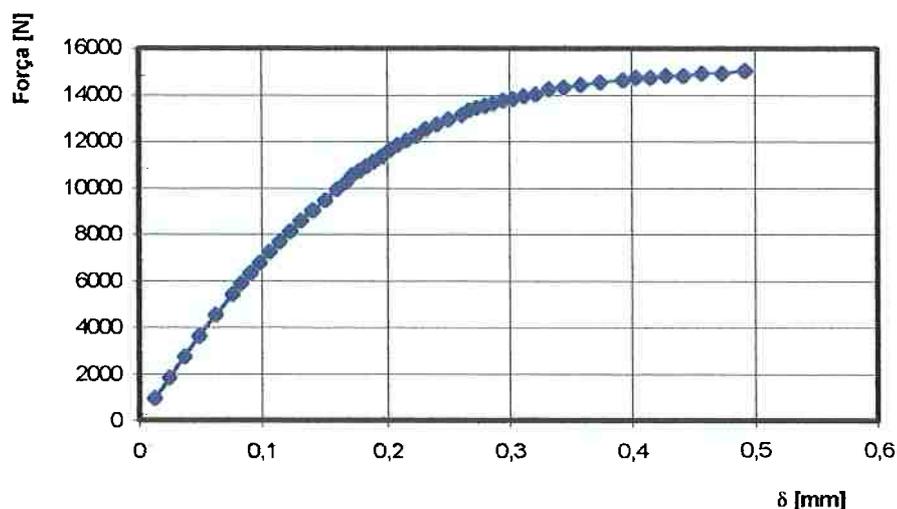


**Figura 4.12 - Distribuição da tensão  $\sigma_{eq}$  [MPa]**

Foi determinado o deslocamento do nó 3744 (ver Figura 4.13), que representa a metade do valor de deslocamento de abertura da trinca (COD), KANNINEN; POPELAR (1985). O gráfico com os valores correspondentes ao carregamento aplicado é apresentado na Figura 4.14 (detalhes no Apêndice A), em que se observa claramente o comportamento elasto-plástico do material estudado, semelhante ao de uma curva tensão-deformação, correspondente a um ensaio uniaxial de tração.



**Figura 4.13 - Nó 3744 representado em vermelho**



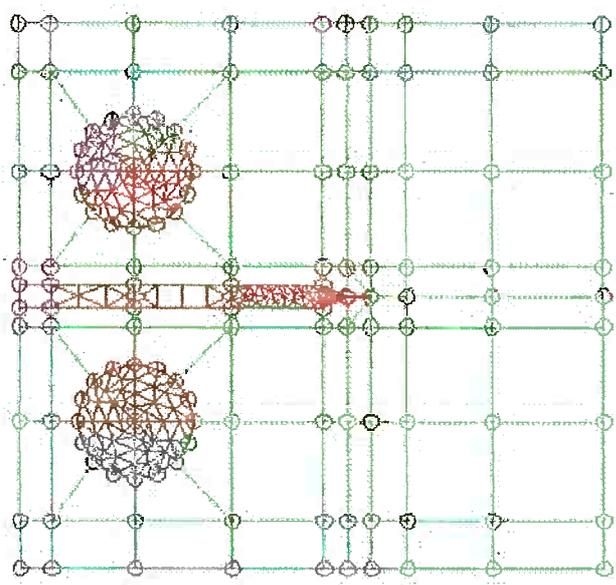
**Figura 4.14 - Gráfico do deslocamento do nó 3744 vs força aplicada**

#### **4.6 Modelagem do Corpo de Prova Com Tensões Residuais**

Uma vez criado o campo de tensões e deformações residuais na placa de aço (Figuras 3.15 e 3.16) e, empregando-se o procedimento de ativação e desativação de elementos (birth and death elements), LUSAS (2000) (ver Apêndice E), configurou-se o mesmo corpo de prova CT, carregando-o novamente, aplicando-se as cargas na posição em que elas atuam em um ensaio convencional de fratura.

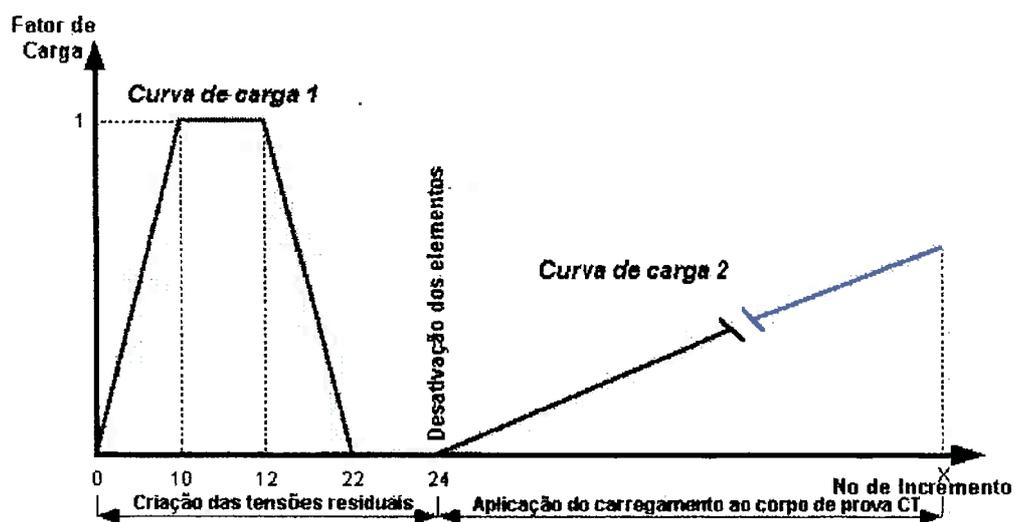
Depois de obtidos os resultados para ambas as modelagens, o passo seguinte foi a comparação dos mesmos, visando avaliar a influência das tensões e/ou deformações residuais sobre o fator de intensificação das tensões.

A Figura 4.15 mostra o modelo (a partir de aqui denominado CT40), com os elementos desativados e carregado segundo o Modo I.



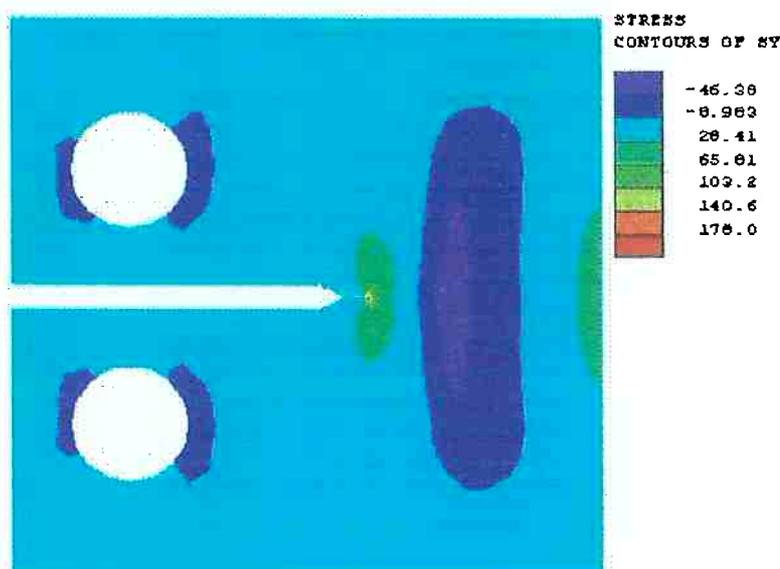
**Figura 4.15 - Elementos desativados e carregamento em Modo I**

Tanto o carregamento aplicado para a obtenção das deformações e tensões residuais, como aquele aplicado depois da desativação dos elementos, seguem o histórico mostrado na Figura 4.16.



**Figura 4.16 - Curvas de carga com o histórico dos carregamentos**

A seguir é apresentada a distribuição de tensões residuais para o modelo CT40 depois de se desativarem os elementos escolhidos. O carregamento externo é nulo.

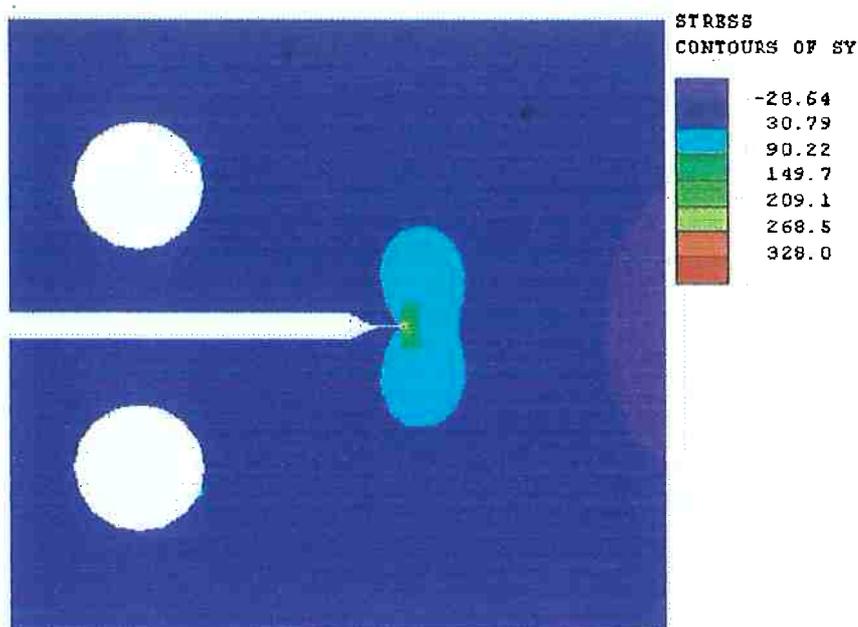


**Figura 4.17 - Distribuição das tensões residuais  $\sigma_y^R$  com elementos desativados**

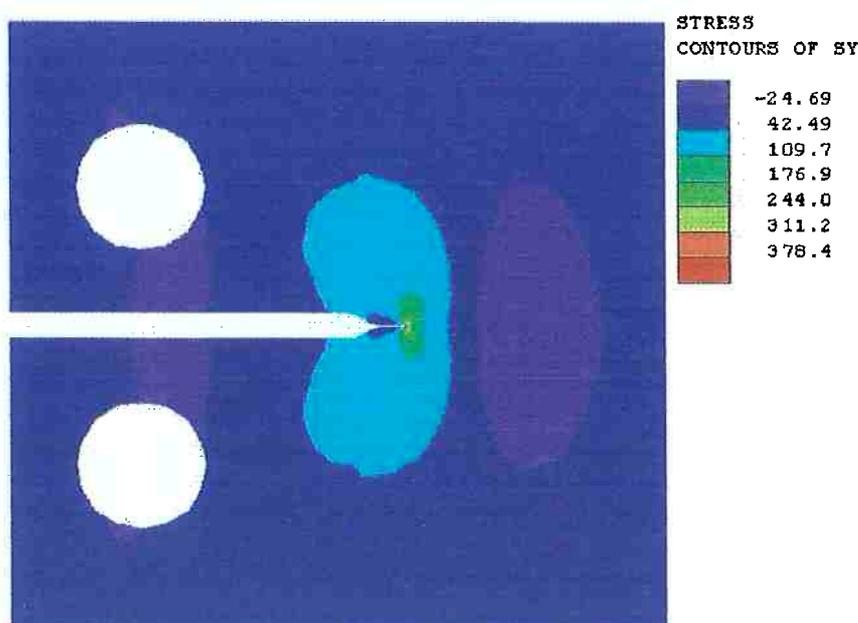
Depois de criado o campo de tensões residuais (Figura 3.14) e desativados os elementos, ocorre uma redistribuição das tensões residuais. Isto, num caso prático, poderia ser devido, por exemplo, a um processo de usinagem para a obtenção do corpo de prova CT. Pode-se observar na Figura 4.17 que os maiores valores de tensão concentram-se na ponta da trinca.

Os valores das tensões residuais associados aos elementos desativados pelo procedimento de ativação e desativação de elementos (birth and death elements) distribuem-se nos elementos restantes da malha em um número de incrementos determinado pelo usuário.

As Figuras 4.18 e 4.19 mostram as distribuições de tensões, valores em MPa, correspondentes aos modelos CT22 e CT40, para um carregamento de 1800 N.



**Figura 4.18 - Distribuição de tensões  $\sigma_y$  sem tensões residuais modelo CT22 [MPa]**



**Figura 4.19 - Distribuição da tensão  $\sigma_y$  depois da desativação dos elementos. Modelo CT40 [MPa]**

A Tabela 4.1 apresenta os resultados correspondentes aos valores do fator de intensidade das tensões aproximado  $k_I$  para os modelos CT22 (sem

tensões residuais) e CT40 (com tensões residuais) (ver Apêndice C), com o carregamento, mencionado acima, para diferentes valores de tensão  $\sigma_y$  em função de  $r$  (distância a partir da ponta da trinca).

**Tabela 4.1 - Valores do Fator de Intensificação de Tensões Aproximado**

$r$ [mm]	CT22	CT40	$r$ [mm]	CT22	CT40
	(sem tens.res.)	(com tens.res.)		(sem tens.res.)	(com tens.res.)
	$k_I$ [N/mm <sup>3/2</sup> ]	$k_I$ [N/mm <sup>3/2</sup> ]		$k_I$ [N/mm <sup>3/2</sup> ]	$k_I$ [N/mm <sup>3/2</sup> ]
0,15	346,580	447,254	1,65	232,890	317,732
0,3	298,476	387,443	1,8	228,381	309,496
0,45	282,996	371,947	1,95	224,720	301,657
0,6	272,604	363,278	2,1	219,364	289,906
0,75	265,706	357,966	2,25	212,136	275,679
0,9	258,964	351,706	2,4	200,143	262,275
1,05	253,000	345,981	2,55	195,775	246,090
1,2	247,513	339,390	2,7	192,966	232,919
1,35	242,344	332,601	2,85	190,214	221,994
1,5	237,494	325,418	3	179,178	197,109

Na Tabela 4.2 são apresentados os valores do COD (abertura da trinca) e CTOD (abertura da ponta da fissura) para os modelos CT22 (sem tensões residuais) e CT40 (com tensões residuais), para quatro valores de carregamento.

**Tabela 4.2 - Valores de COD e CTOD dos modelos propostos**

P [N]	CT40	CT22	CT22
	(elasto plástico, EPT) COD / CTOD [mm]	(elasto-plástico, EPT) COD / CTOD [mm]	(linear-elástico, EPT) COD / CTOD [mm]
900	0,028 / 0,008	0,024 / 0,006	0,024 / 0,006
1800	0,052 / 0,015	0,048 / 0,013	0,048 / 0,013
2700	0,078 / 0,022	0,074 / 0,02	0,072 / 0,02
10200	0,338 / 0,095	0,334 / 0,093	0,27 / 0,077

**4.7 Princípio de Superposição**

Como foi referido anteriormente, a influência das tensões residuais foi avaliada para um valor de carregamento de 1800 N. O emprego de curvas de carga oferece uma limitação para o cálculo das tensões e deformações, que resulta na impossibilidade de se reduzir automaticamente o incremento de carga para se atingir a convergência.

Entretanto, aplicando-se o Princípio de Superposição, pode-se determinar o valor do fator de intensificação de tensões  $K_I$  originado pelas tensões residuais e adicioná-lo ao gerado pelo carregamento do corpo de prova CT, sem tensões residuais em cada incremento, segundo a equação 4.11. Isto pode ser feito somente dentro da zona de comportamento elástico do material.

$$K_I^T = K_I^R + K_I \quad 4.11$$

em que:

$K_I^T$  - fator de intensificação de tensões total;

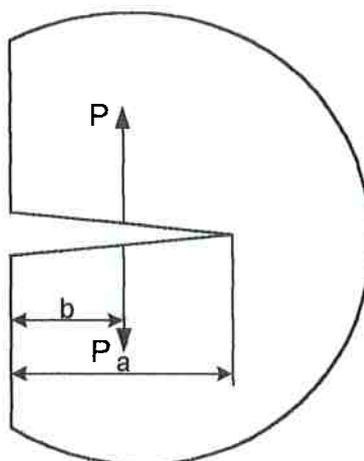
$K_I^R$  - fator de intensificação de tensões devido às tensões residuais;

$K_I$  - fator de intensificação de tensões para um incremento de carga qualquer no modelo sem tensões residuais.

O fator de intensificação de tensões originado pelas tensões residuais  $K_I^R$  pode ser calculado empregando-se o modelo analítico expresso pela equação 4.12:

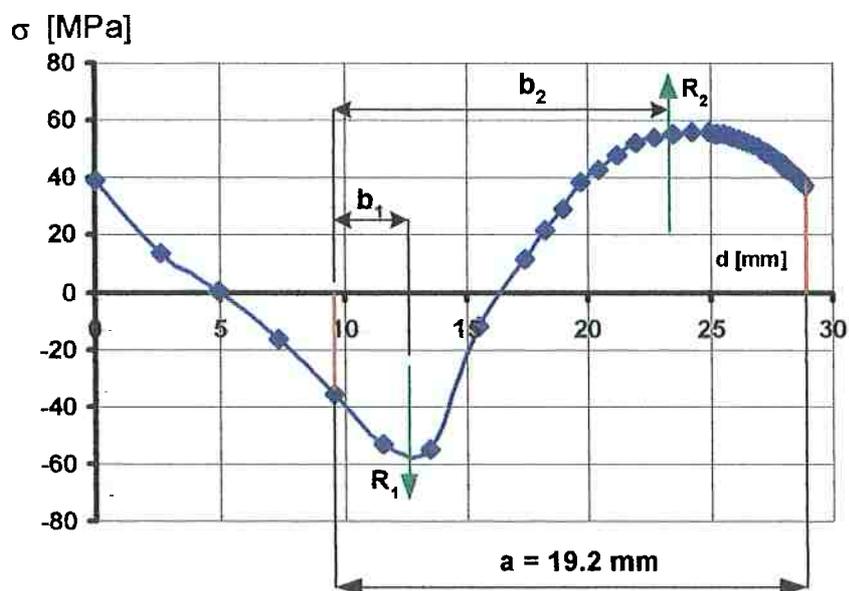
$$K_I = \frac{2 \cdot P}{\sqrt{\pi a}} \frac{1}{\sqrt{1 - \left(\frac{b}{a}\right)^2}} f\left(\frac{b}{a}\right) \quad 4.12$$

A Figura 4.20 descreve os termos da equação 4.12.



**Figura 4.20 - Força resultante do campo de tensões residuais**

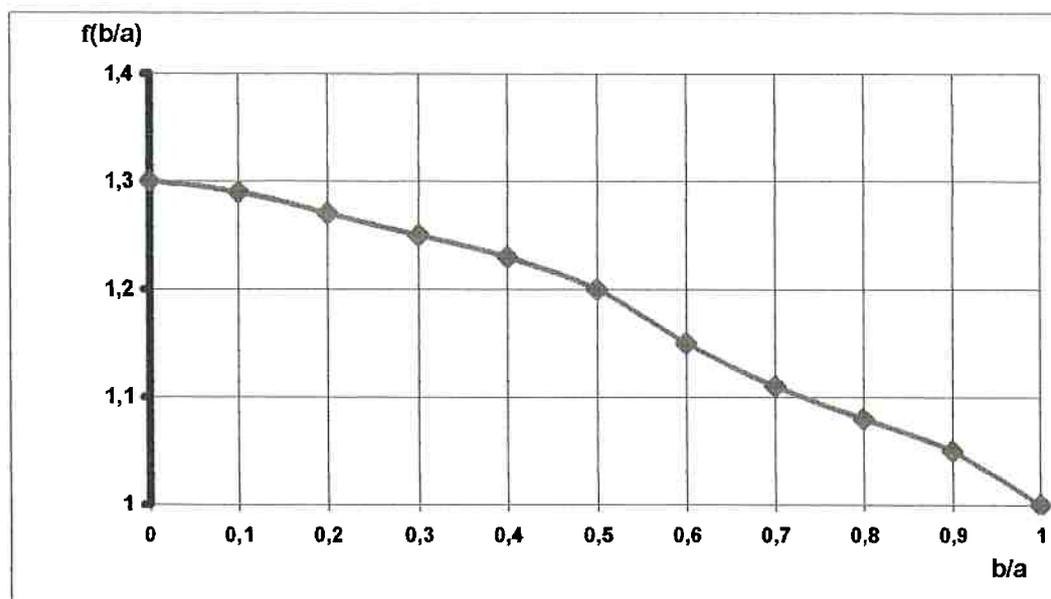
A força  $P$  que aparece na Figura 4.20 é obtida a partir da integração da distribuição de tensões residuais da Figura 4.21.



**Figura 4.21 - Distribuição de tensões residuais para o modelo CT40 ao longo da trinca de comprimento  $a = 19,2$  mm**

Onde  $R_1$  e  $R_2$  são forças resultantes em cada tramo, sendo  $b_1$  e  $b_2$  as distâncias até o começo da trinca.

O parâmetro  $f(b/a)$  é obtido a partir da relação  $b/a$  no gráfico apresentado pela Figura 4.22.



**Figura 4.22 - Valores de  $f(b/a)$  em função da relação geométrica  $b/a$ , ASTM**

O valor de  $K_I$ , calculado segundo a equação 4.12, deve ser corrigido por um fator  $\alpha$ , segundo a equação 4.13, porque na equação 4.12 considera-se a trinca mostrada na Figura 4.20, em um sólido teoricamente infinito.

$$\alpha = 1.99 - 0.41 \frac{a}{W} + 18.7 \left( \frac{a}{W} \right)^2 - 38.48 \left( \frac{a}{W} \right)^3 + 53.85 \left( \frac{a}{W} \right)^4 \quad 4.13$$

Dessa forma, pode-se calcular o fator de intensificação de tensões devido às tensões residuais,  $K_I^R$ , segundo a equação mostrada a seguir:

$$K_I^R = K_I \alpha \quad 4.14$$

A partir da distribuição de tensões residuais, apresentada na Figura 4.21, foram determinados os valores de  $R_1 = - 2603,8 \text{ N}$  (572,83 lb);  $b_1 = 2,73 \text{ mm}$  (0.107 pol) e  $R_2 = 5110,3 \text{ N}$  (1124,26 lb);  $b_2 = 13,48 \text{ mm}$  (0,53 pol).

Empregando-se a equação 4.12, determinaram-se os valores de  $K_I$  para cada força P calculada, obtendo-se um valor de  $K_I$  resultante de  $46,82 \text{ N/mm}^{3/2}$ .

Utilizando-se a equação 4.13, foi calculado o valor do fator de correção  $\alpha$  e, através da equação 4.14, determinou-se o valor do fator de intensificação de tensões devido à tensão residual  $K_I^R = 234,56 \text{ N/mm}^{3/2}$ .

## **CAPÍTULO 5**

### **ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS**

#### **5.1 Deformação Plástica por Tração**

Na modelagem do ensaio convencional de tração pode-se observar que, após se descarregar o corpo de prova, permanecem deformações residuais, enquanto que as tensões residuais são nulas (Figura 3.5 e 3.6). Isto é basicamente o que acontece em um ensaio experimental, devido fundamentalmente ao estado de tensões que existe na chamada zona de trabalho do espécime. No entanto, a Figura 3.5 mostra que, na mudança de seção do corpo de prova, onde ocorre um efeito de concentração de tensões, aparecem tanto tensões como deformações residuais. Estes valores, embora não elevados, evidenciam a influência do concentrador de tensões.

Este fato é constatado de forma evidente no caso da modelagem do corpo de prova onde foi introduzida expressamente uma mudança brusca na geometria da seção transversal, originando-se um forte efeito de concentração de tensões. No caso do nó 2984 (Figura 3.7), localizado suficientemente longe do concentrador de tensões, as tensões e deformações residuais são nulas. Nessa região o material apresenta comportamento elástico (Figura 3.11), ou seja, o concentrador de tensões não exerce influência alguma. Já no caso do nó 1420 (Figura 3.7), localizado na vizinhança do concentrador de tensões, aparecem, para o mesmo valor de carregamento, tensões e deformações

residuais, demonstrando-se claramente a influência da concentração de tensões (Figura 3.12). Percebe-se que o material ultrapassou o limite elástico, entrando na zona de comportamento elasto-plástico.

## **5.2 Modelagem do Processo de Jateamento**

Os valores das tensões residuais e a profundidade da zona plástica, parâmetros fundamentais no processo de jateamento, obtidos pela análise de elementos finitos (shotsym2), são comparados com os valores calculados a partir do modelo da cavidade esférica proposto por AL-OBAID (1995), mencionado no Capítulo 2.

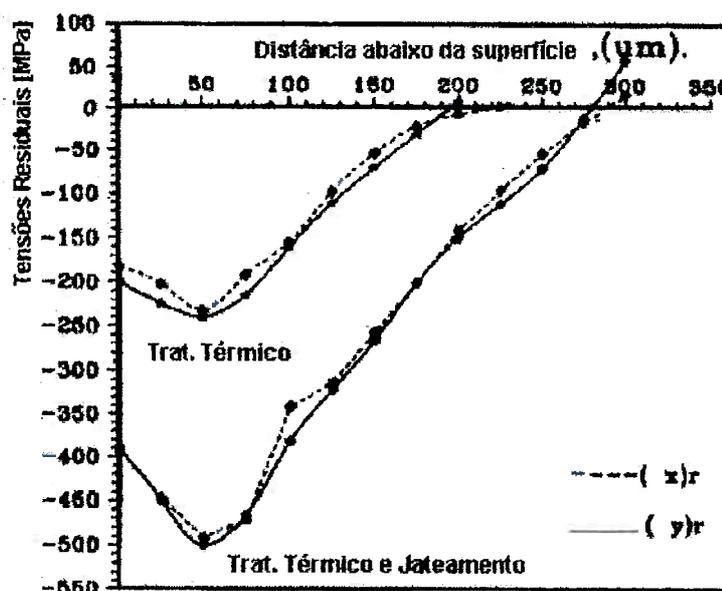
Na Tabela 5.1 são apresentados os resultados obtidos para o modelo shotsym2 (ver Apêndice D) e pelas Equações 2.13 e 2.14.

**Tabela 5.1 - Valores de tensões residuais obtidos pela modelagem e através das equações teórico-experimentais.**

<b>Z [mm]</b>	<b>Mod.shotsym2 <math>\sigma_x'</math> [MPa]</b>	<b>Eq. Al-Obaid <math>\sigma_x'</math> [MPa]</b>
0	-170,10	-657
0,15625	-217,50	-587,02
0,3125	-353,80	-525,92
0,468	-475,10	-471,95
0,625	-449,40	-422,98
0,78125	-355,10	-378,73
0,9375	-284,10	-338,20
1,09375	-216,20	-300,82
1,25	-148,40	-266,13
1,40625	-89,64	-233,77
1,5625	-40,76	-203,44

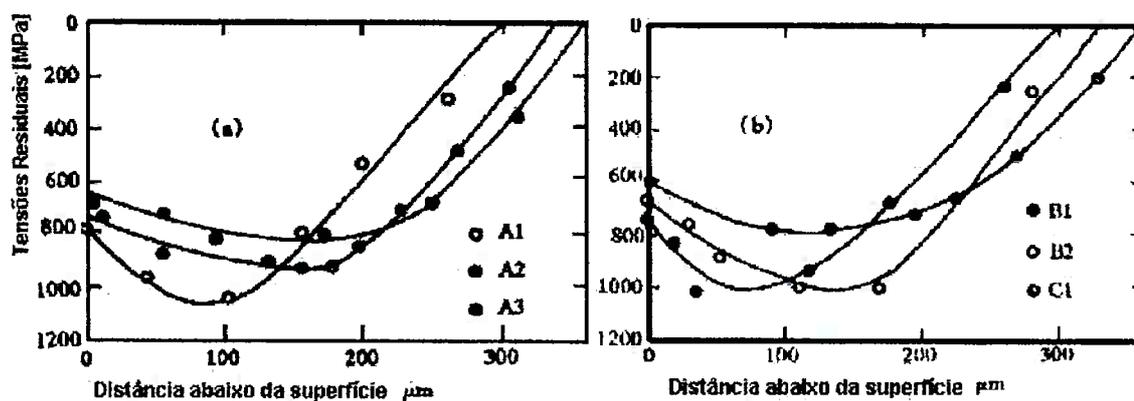
Na Figura 5.1 apresentam-se os gráficos correspondentes aos valores mostrados na Tabela 5.1. Pode-se observar que, para valores de z (distância

medida a partir da superfície) entre 0 e 0,4 mm, existe uma grande discrepância entre os resultados da modelagem e o modelo teórico; entretanto, para valores de Z entre 0,4 e 0,8 mm, existe uma adequada correspondência entre os valores das tensões. Os valores de tensões oferecidos pelas equações 2.13 e 2.14 para a faixa de Z entre 0 e 0,4 mm diferem apreciavelmente do que estabelece a literatura especializada, pois é consenso geral que os maiores valores de tensões aparecem a uma certa distância abaixo da superfície e não na mesma, como pode ser constatado nos resultados experimentais mostrados nas Figuras 5.1, GIRISH *et al.* (1997), e 5.2, WANG *et al.* (1998).

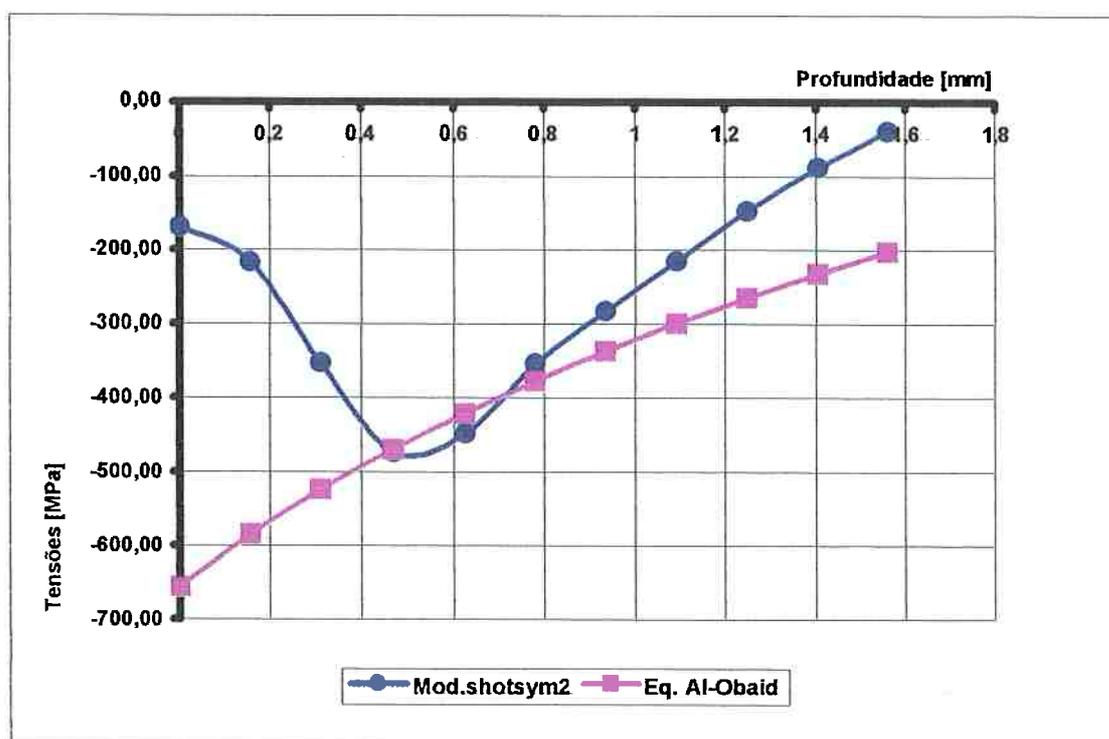


**Figura 5.1 - Distribuição Experimental de Tensões Residuais, aço En 24.**

Pode-se observar na Figura 5.3 que, para o pico de tensão obtido no modelo *shotsym2*, para um valor de Z de 0,468, as equações propostas concordam favoravelmente.



**Figura 5.2 - Distribuições Experimentais de Tensões Residuais; a) Aço 20Cr, b) Aço 30CrMo.**



**Figura 5.3 - Gráficos de tensões residuais oferecidos pelo modelo shotsym2 e pelas equações propostas por Al-Obaid**

Na Tabela 5.2 são apresentados os valores da profundidade da zona plástica " $h_p$ " obtidos dos modelos shotsym1 e shotsym2, estabelecendo-se uma comparação com o valor oferecido pela equação 2.10.

**Tabela 5.2 - Resultados obtidos pelo MEF e pelas equações propostas por Al-OBAID (1995) na obtenção de  $h_p$**

Equações e Modelos	Profundidade da zona plástica $h_p$ [mm]
<i>Al-Obaid</i>	1,549
<i>shotsym1</i>	1,406
<i>shotsym2</i>	1,562

A diferença observada nos valores das tensões obtidas pode ser justificada pelo fato de que, nas equações do modelo proposto por AL-OBAID (1995), especificamente nas 2.13 e 2.14, não são consideradas a possibilidade do encruamento e a densidade do material, nem tampouco a velocidade do projétil, aspectos que foram levados em conta na modelagem através do MEF. Além do mais, a distribuição de tensões residuais não é governada por uma única equação ao longo da espessura da placa, ou seja, da superfície até o limite da zona plástica vale a equação 2.13 e, a partir daí até o final da espessura, a equação 2.14. Esta partição na descrição da distribuição das tensões ao longo da espessura também pode ser um fator que influi na diferença acima citada.

Já na equação 2.10, utilizada para determinar a profundidade da zona plástica, são levados em conta fatores determinantes no processo de jateamento, quais sejam, a velocidade e tamanho do projétil, a densidade do material impactado e a pressão máxima na zona de impacto. A consideração desses fatores resulta na adequada correspondência dos valores apresentados na Tabela 5.2.

Afim de verificar-se ainda mais a confiabilidade do modelo proposto para simular o jateamento por granalha, compararam-se os resultados obtidos para a tensão residual na superfície ( $\sigma_s^R$ ) e a tensão residual máxima ( $\sigma_{max}^R$ ) com os valores fornecidos pelas equações 5.1 e 5.2, WANG *et al.* (1998), mostradas a seguir:

$$\sigma_s^R = 120 + 0,5\sigma_e (\pm 30) \quad 5.1$$

$$\begin{aligned} \sigma_{max}^R &= 70 + 0,667\sigma_u \quad (\sigma_u < 1000MPa) \\ \sigma_{max}^R &= 430 + 0,323\sigma_u \quad (\sigma_u \geq 1000MPa) \end{aligned} \quad 5.2$$

Estas equações, empíricas, foram obtidas através de uma análise estatística dos resultados experimentais obtidos ao serem jateados vários materiais (diferentes aços e ligas de alumínio).

Na Tabela 5.3 apresenta-se, a comparação dos valores da tensão residual na superfície e da tensão residual máxima, determinados a partir do modelo *shotsym2*, com os valores de tensão calculados pelas referidas equações. Na própria Tabela são destacados os valores de tensão residual determinados através de modelagens do processo de jateamento por granalha, empregando-se o MEF (Método dos Elementos Finitos) (MEGUID *et al.* (1999); SCHIFFNER *et al.* (1999)), aqueles obtidos utilizando-se um programa especializado na simulação do processo de JPG (FATHALLAH *et al.* (1998)), assim como resultados experimentais (MEGUID *et al.* (1990); WAISMAN (1952)). Em todos os casos os valores das tensões residuais são comparados com os valores propostos pelas equações de WANG *et al.* (1998), determinando-se a porcentagem de erro com relação a estes últimos.

Tabela 5.3 - Comparação de resultados teóricos e experimentais

Modelos	$\sigma_s^R$ [MPa]	% erro	$\sigma_{max}^R$ [MPa]	% erro
Shotsym2(LUSAS) $\mu = 0$	170,1	29,1	475	37,52
Shotsym2(LUSAS) $\mu = 0,4$	146,6	38,9	384	22,7
Wang et al.(1998)	240		296,78	
Meguid et al. (1999) (ANSYS 5.3)	300	28,57	1020	37,5
Wang et al.(1998)	420		636,95	
Schiffner et al. (1999) (ADINA)			1800	40
Fathallah et al. (Shotpeen softw.) $\mu = 0,1$	960	47,39	1100	38,03
Fathallah et al. (Shotpeen softw.) $\mu = 0,4$	550	8,18	1100	38,03
Wang et al.(1998)	505		681,63	
Meguid et al. (1990) (experim.; aço 808M40)	333	3,9	443	1,38
Wang et al. (1998)	320		436,85	
Meguid et al. (1990) (experim.; AI 7075)	129	63,24	208	50,57
Wang et al.(1998)	351		420,84	
Waisman (1952) (experim.; AI 7075-T6)			400	8,43
Wang et al.(1998)			436,85	

A comparação apresentada a través da Tabela 5.3 demonstra que as modelagens propostas apresentaram resultados adequados quando comparadas com outras encontradas na bibliografia consultada e que utilizaram o MEF.

Deve ser destacado que, as diferenças em relação aos valores determinados a partir das equações propostas por Wang *et al.* (1998), são devidas fundamentalmente ao fato de que nas modelagens propostas por diferentes autores, incluindo as do presente estudo, é só representado o impacto isolado de um projétil. O que acontece na prática, refletido nas

equações 5.1 e 5.2, é o impacto simultâneo e repetido de centenas de projéteis sobre a área tratada.

Por outro lado, ao serem comparados os resultados dos estudos experimentais feitos por Meguid *et al.* (1990), com o aço 808M40 e, por Waisman (1952) no caso do alumínio 7076-T6, como os valores obtidos através das equações 5.1 e 5.2, pode ser observado que o estudo experimental realizado por Wang *et al.* está bem fundamentado, e que as equações empíricas propostas (5.1 e 5.2), podem ser empregadas como referência em futuros trabalhos.

Em resumo, pode dizer-se que a modelagem realizada demonstra que, como resultado do impacto, aparece uma distribuição de tensões de compressão, sendo que o maior valor encontra-se abaixo da superfície.

O fato de aparecerem deformações de tração na região do impacto indica que é necessário garantir, durante o processo de jateamento por granalha, uma cobertura adequada de toda a parte tratada da peça, pelos projéteis. Satisfazendo esta condição é possível evitar-se o surgimento de pontos de concentração de tensões de tração, que poderiam reduzir a vida à fadiga da peça, ao invés de aumentá-la.

As distribuições de tensões residuais apresentadas na Figura 3.36 demonstram que, quando se aumenta o coeficiente de atrito, diminui o valor do pico de tensão, localizando-se o mesmo a uma maior profundidade abaixo da superfície.

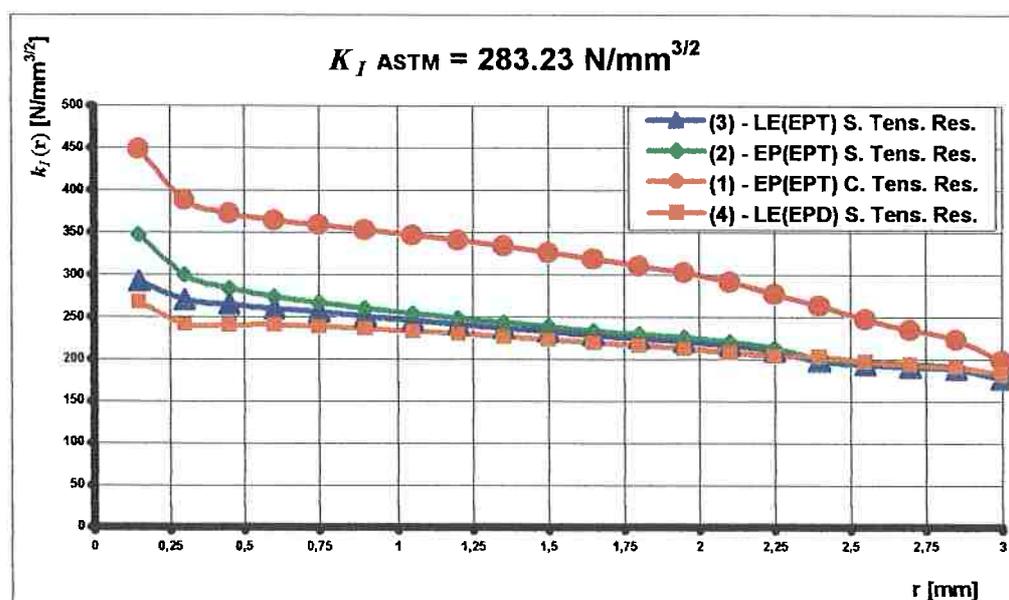
De modo geral, os resultados representados pelos gráficos e tabelas acima, referentes à modelagem executada, demonstram que a mesma apresenta uma boa concordância com o que acontece na realidade, no

processo de jateamento por granalha. Entretanto, considera-se que o modelo físico matemático proposto deve ser testado com outros materiais, variando-se outros parâmetros, tais como velocidade, espessura da placa, diâmetro do projétil e etc., para se alcançar uma maior confiabilidade.

### 5.3 Modelagem do Mecanismo de Fratura

#### **Influência das tensões residuais no comportamento de parâmetros da Mecânica da Fratura ( $K_I$ , COD e CTOD).**

Na figura 5.4 são mostradas as curvas que caracterizam a variação do fator de intensificação de tensões aproximado  $k_I$ , calculado através dos níveis de tensões obtidos para diferentes valores de  $r$ , sem tensões residuais ((2), S. Tens. Res.) e com a presença delas ((1), C. Tens. Res.), para o estado plano de tensão (EPT).



**Figura 5.4 - Comportamento de  $k_I(r)$  sem e com tensões residuais**

Na mesma Figura 5.4 podem ser observados os valores de  $k_I(r)$  para o modelo CT22LEPT ((3), linear-elástico, para estado plano de tensão (EPT)) e a distribuição dos valores de  $k_I(r)$  para o modelo CT22LEPD ((4), linear-elástico, para estado plano de deformação (EPD)). Os valores mostrados na Figura 5.4 foram obtidos para um valor de carregamento de  $P=1800 \text{ N}$  (detalhes no Apêndice B). O valor do fator de intensificação de tensões  $K_I$ , que aparece

destacado na parte superior da Figura 5.4, foi calculado segundo a equação 5.3 da norma ASTM, BARSOM *et al.* (1987), para o mesmo carregamento de 1800 N.

$$K_I = \frac{P}{BW^{\frac{1}{2}}} \left[ 29.6 \left( \frac{a}{W} \right)^{\frac{1}{2}} - 185.5 \left( \frac{a}{W} \right)^{\frac{3}{2}} + 655.7 \left( \frac{a}{W} \right)^{\frac{5}{2}} - 1017 \left( \frac{a}{W} \right)^{\frac{7}{2}} + 639 \left( \frac{a}{W} \right)^{\frac{9}{2}} \right] \quad \mathbf{5.3}$$

em que:

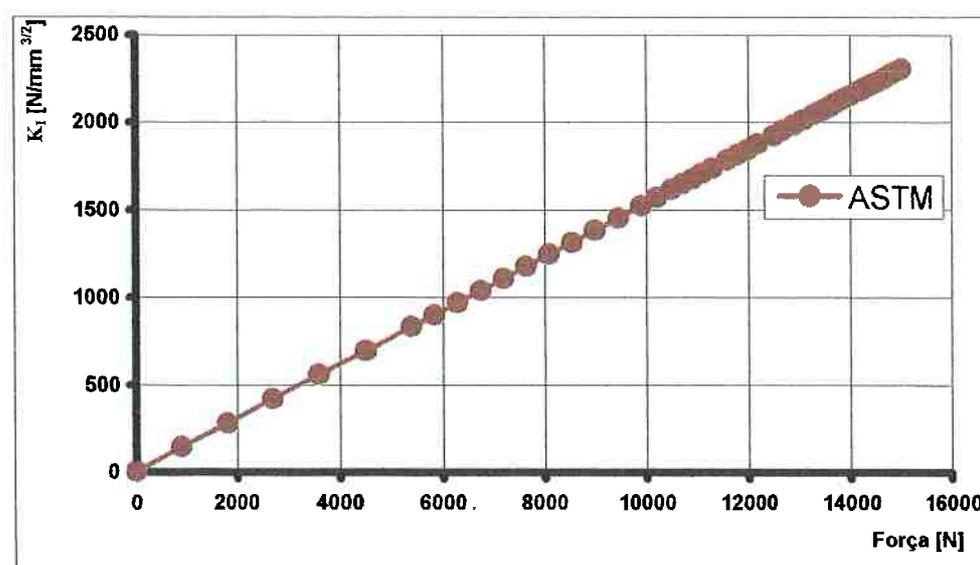
$P$  - carregamento aplicado;

$a$  - comprimento da trinca;

$B, W$  - dimensões do corpo de prova

Esta equação é válida somente para  $0,45 < a/W < 0,55$ , condição esta satisfeita no corpo de prova CT modelado neste estudo.

Para calcular o valor de  $K_I$  na equação referida anteriormente, as unidades devem ser expressas em libras para a força e em polegadas para as dimensões do corpo de prova, devido aos coeficientes determinados experimentalmente. A Figura 5.5 apresenta os valores de  $K_I$  para os diferentes valores de carga aplicados no modelo CT22, segundo a equação 5.3.



**Figura 5.5 - Valores de  $K_I$  em função do carregamento aplicado segundo a equação da ASTM**

Pode-se observar claramente na Figura 5.4 o aumento do fator de intensificação das tensões aproximado  $k_I(r)$  no caso do modelo CT40 (curva vermelha (1)), em que haviam sido induzidas tensões residuais, com relação ao modelo CT22 (curva verde (2)). Analisando-se as Figuras 4.18 e 4.19, observa-se que o valor da tensão  $\sigma_y$  é maior no modelo CT40 do que no modelo CT22. Isto pode ser justificado pela presença de tensões residuais de tração na ponta da trinca, conforme Figura 5.6, na qual pode ser observado o comprimento da trinca (19.2mm).

O aumento de  $k_I(r)$  na presença das tensões residuais não é o único aspecto interessante na Figura 5.4. Exceto no caso da curva 4 (correspondente a uma análise linear elástica com formulação de estado plano de deformação), existe uma diferença significativa entre o valor do fator de intensificação de tensões  $K_I$ , determinado pela equação 5.3, e a tendência mostrada pelos restantes modelos. Isto é devido ao fenômeno de plastificação que começa a

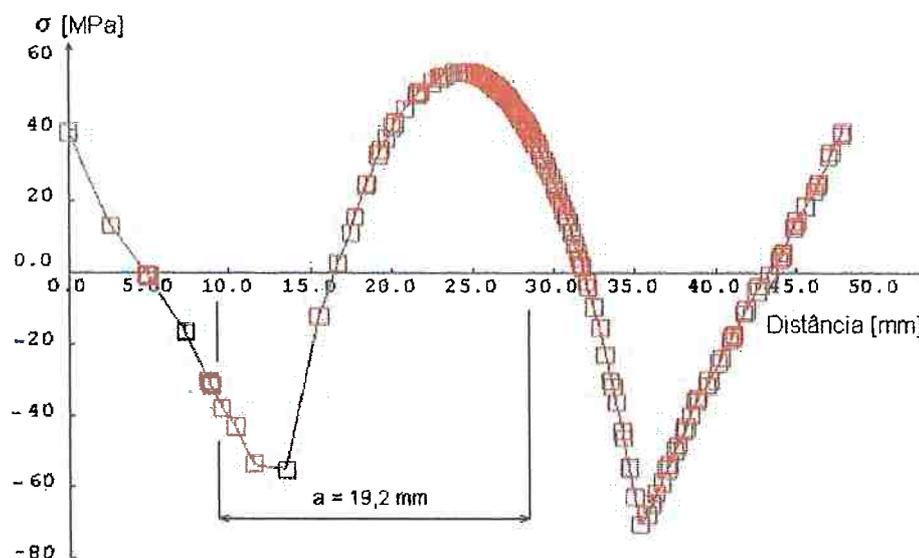
surgir na ponta da trinca para o valor de carregamento analisado, conseqüência do comportamento do material. O fato do aparecimento deste fluxo plástico torna inadequado tomar como referência, na análise, o valor de  $K_I$  para os restantes valores de carregamento. Isto ocorre, pois este parâmetro caracteriza o comportamento à fratura só no regime linear elástico, quando ocorre a fratura para valores de carregamento abaixo daquele correspondente à tensão de escoamento (geralmente no caso de materiais frágeis).

Devido às considerações referidas anteriormente sobre o fator de intensificação de tensões  $K_I$  e sobre o fluxo plástico que começa a aparecer para valores de carregamento superiores a 1800 N, é que foram determinados os valores do deslocamento de abertura da trinca (COD) e do deslocamento de abertura da ponta da trinca (CTOD) para quatro valores de carregamento apresentados na Tabela 4.2. Os valores do COD e CTOD, calculados para os modelos sem e com tensões residuais, caracterizam o comportamento do material à fratura em regime elasto-plástico. Na Tabela 4.2 são apresentados também os resultados correspondentes a uma análise linear-elástica, afim de que se estabeleça uma comparação com os modelos elasto-plásticos.

Os resultados apresentados na Tabela 4.2 demonstram que a presença de tensões residuais de tração provocou um aumento dos valores de COD e CTOD, trazendo como conseqüência uma diminuição da resistência à fratura. Além disso, ao serem comparados os resultados da referida Tabela para os modelos elasto-plástico (CT22EPT/EP) e linear-elástico (CT22EPT/LE), pode ser observado que a análise elasto-plástica se aproxima mais da realidade, ou seja, à medida que aumenta o valor de carregamento, os valores de COD e CTOD são maiores do que aqueles obtidos pela análise linear-elástica. Isto

significa que a utilização da análise linear-elástica como critério de cálculo permitiria uma maior margem de segurança; entretanto, a análise elasto-plástica leva a um desenho mais adequado do ponto de vista econômico.

Outro aspecto a considerar é que, embora o campo de tensões residuais obtido (Figura 3.14) tenha sido originado pela aplicação de um carregamento superior ao limite de escoamento e segundo uma curva de carga (Figura 4.12), a distribuição final (Figura 5.6) é similar à distribuição de tensões paralela ao cordão de solda, o que pode ser observado comparando-se as Figuras 5.6 e 2.3. Este fato permite estabelecer uma certa correspondência entre o caso em estudo neste trabalho e o que poderia ocorrer em uma solda real, uma vez que no modelo CT40 a ponta da trinca encontra-se na zona das tensões de tração.



**Figura 5.6 - Distribuição das tensões residuais  $\sigma_y^R$  ao longo do corpo de prova no modelo CT40 sem desativar os elementos**

O aumento de  $K_I$ , COD e CTOD na presença das tensões residuais de tração indica o cuidado que se deve ter no controle das tensões residuais, em projetos e processos de fabricação de elementos de máquinas e partes

estruturais. Estas tensões, conjugadas com as tensões de trabalho, poderiam diminuir apreciavelmente o tempo de vida útil à fadiga. Os resultados experimentais apresentados por HAMMOND (1990), mostram que, aplicando-se o processo de jateamento por granalha em toda a região de provável propagação da trinca, é possível diminuir consideravelmente a taxa de propagação da mesma, pois as tensões de tração são minimizadas.

Embora os resultados apresentados na Tabela 4.1 e na Figura 5.4 tenham sido obtidos somente para um carregamento de 1800 N (modelo CT40), é possível, aplicando-se o Princípio de Superposição, determinar os valores de  $K_I$  para qualquer incremento de carga, conforme apresentado no Capítulo 4. Isto pode ser aplicado sempre que o material estiver dentro de seu comportamento linear-elástico para esses valores de carregamento. Caso exista uma plastificação elevada na ponta da fissura, não será possível utilizar o fator de intensificação de tensões como referência na análise em questão, devendo-se então tomar, como parâmetro de cálculo, aquele que caracterize o comportamento elasto-plástico do material, como foi feito neste estudo com o *COD* e *CTOD*.

#### **5.4 Proposta de Metodologia para a Análise da Influência das Tensões Residuais no Comportamento à Fratura.**

A maneira de resumo sobre o estudo desenvolvido até este item e, dando cumprimento a um dos objetivos propostos no início do trabalho, poderia ser sugerida uma série de passos que, serviriam como uma possível metodologia para analisar o comportamento à fratura de um material selecionado, empregando-se o Método dos Elementos Finitos. A metodologia proposta constaria das etapas seguintes:

1. Análise do corpo de prova, peça ou parte estrutural objeto de estudo sem tensões residuais, mais, com a presença do defeito.
2. Obtenção e processamento dos resultados.
3. Geração dos campos de deformações e tensões residuais na peça livre de defeitos através da utilização de curvas de carga.
4. Criação do defeito empregando-se o procedimento de ativação e desativação de elementos.
5. Aplicar o carregamento de serviço.
6. Obtenção e processamento dos resultados.
7. Comparação dos resultados das análises sem e com tensões residuais.
8. Estabelecer conclusões e considerações finais.

No passo número três, a geração de deformações e tensões residuais pode ser feita por outras vias que não seja o emprego de curvas de carregamento. As tensões residuais, por exemplo, podem ser introduzidas como dados iniciais da modelagem. Aqui deve ser garantido, como condição indispensável, o equilíbrio das tensões e deformações residuais de entrada. De

outra maneira a solução poderia não ser confiável, ou seja, não refletir o que acontece na prática.

Outra via seria a declaração de deformações e tensões iniciais como dados de entrada na modelagem. Isto representaria fazer uma análise prévia acerca da distribuição de tensões e deformações residuais que se quer representar. O fato de não cumprir esta exigência iria trazer, também como consequência, soluções inexatas do problema em estudo.

É evidente, por tanto, que esta proposta de metodologia estaria sujeita a mudanças de acordo à natureza do problema a ser resolvido.

## **CAPÍTULO 6**

### **CONCLUSÕES**

Neste estudo foram realizadas modelagens físico-matemáticas visando gerar e avaliar campos de tensões e/ou deformações residuais, induzidas por carregamento mecânico que provocasse, em todos os casos propostos, o surgimento de tensões superiores à tensão limite de escoamento do material.

O objetivo fundamental do trabalho consistiu na proposta de uma metodologia que permitisse avaliar a influência das tensões residuais no comportamento à Fratura do material escolhido.

As conclusões do trabalho são as seguintes:

Na modelagem do ensaio de tração convencional, constatou-se que quando o corpo de prova foi solicitado acima da sua tensão limite de escoamento e descarregado antes de atingir a tensão de ruptura, permaneceram, na chamada zona de trabalho, apenas deformações residuais. Entretanto, na região onde ocorre uma mudança da seção transversal, que origina um efeito de concentração de tensões, foram observadas tanto tensões como deformações residuais.

Na modelagem do corpo de prova com concentradores de tensões ficou demonstrada, de maneira evidente, a influência da mudança brusca na geometria de qualquer elemento mecânico sobre o comportamento das tensões e deformações. Considerando-se um carregamento fixo, observou-se que, para regiões suficientemente afastadas dos concentradores de tensões, o

material apresentou um comportamento linear-elástico ao se retirar o carregamento, não permanecendo nem tensões, nem deformações residuais. Já no caso dos nós localizados na vizinhança dos concentradores de tensões, foram encontradas tensões e deformações residuais no corpo de prova, após o descarregamento do mesmo.

Os modelos referidos anteriormente poderiam ser empregados como ferramenta didática, sobretudo no caso do ensaio convencional de tração, mostrando-se o que acontece num ensaio real, sem necessidade de fazer o experimento.

No caso da placa de aço carregada arbitrariamente, originou-se uma distribuição de tensões e de deformações residuais irregular, que é característico da maioria dos processos mecânicos de fabricação. Esta distribuição irregular é ocasionada pelo surgimento de deformações plásticas em algumas regiões da peça, enquanto que, em outras, o material se comporta de forma linear-elástica.

A modelagem do processo de jateamento por granalha apresentou uma distribuição de tensões residuais de compressão na superfície da placa, originada pelo impacto, sendo o pico de tensão localizado a uma pequena distância abaixo da superfície (neste caso aproximadamente de 1,5 mm).

Verificou-se que as deformações residuais foram de tração na zona do impacto e de compressão nas regiões vizinhas. Somente através da aplicação de múltiplos impactos é possível obter-se uma camada uniforme de tensões e deformações de compressão, que poderiam propiciar um aumento considerável de vida a fadiga.

Neste estudo pode-se concluir que, na região do impacto, a profundidade da zona plástica define a transição entre os valores das tensões de compressão e tração ao longo da espessura da placa. Este aspeto possibilita determinar a profundidade da camada superficial de tensões residuais de compressão para o material analisado.

Verificou-se, para o material estudado, que o aumento do coeficiente de atrito provoca o deslocamento do pico de tensão para uma maior profundidade abaixo da superfície, além de reduzir o valor da tensão residual.

Com o desenvolvimento deste trabalho pode verificar-se que a modelagem do processo de jateamento por granalha constitui-se numa poderosa ferramenta que serve, tanto para o controle dos parâmetros do processo de jateamento, como para a previsão do valor de tensão residual de compressão, que pode ser induzido para um determinado material. Conhecendo-se estes valores de tensão residual, poderiam ser implementados modelos bi ou tridimensionais, nos quais a etapa inicial do cálculo seria a entrada dos referidos valores como dados iniciais, para avaliar a sua influência sobre a distribuição de tensões e deformações ocasionadas pelas condições de trabalho.

No caso da modelagem do corpo de prova CT sem tensões residuais, foi possível representar o campo de tensões característico da ponta da fissura, obtendo-se uma correspondência significativa entre os valores de  $K_I$ , calculados a partir da modelagem, e os determinados segundo a norma estabelecida pela ASTM.

Foi demonstrada a influência negativa das tensões residuais de tração na região da ponta da trinca, as quais provocaram uma diminuição da resistência à fratura pela elevação do valor de  $K_I$ ,  $COD$  e  $CTOD$ .

Embora no modelo CT40 a influência das tensões residuais sobre o valor de  $K_I$  somente possa ser apreciada para um determinado valor de carregamento no caso do material estudado, aplicando-se o Princípio de Superposição, pode-se avaliar o comportamento do fator de intensificação de tensões para outros valores de carregamento, respeitando-se sempre a condição de o material se encontrar na zona de comportamento linear-elástico, no caso de tomar-se como parâmetro de cálculo o referido fator. Caso o material apresentar um comportamento elasto-plástico, como aconteceu neste estudo, é necessário tomar como parâmetro da análise de fratura aquele que responda a este tipo de comportamento.

O estudo corrobora que a análise não linear elasto-plástica, embora seja muito mais complexa e economicamente menos viável, oferece resultados mais próximos da realidade e possibilita um desenho mais adequado daquele obtido pela análise linear-elástica.

O algoritmo de tipo explícito, empregado na modelagem do jateamento por granalha, revelou-se muito eficiente para este tipo de simulação, em razão da facilidade de sua implementação e a rapidez na geração dos resultados.

A utilização de diferentes tipos de elementos numa mesma malha para a simulação de fenômenos de contato pode ser às vezes bastante complicada de se implementar. Neste trabalho, essa dificuldade foi contornada através do emprego de linhas de deslizamento, o que facilitou grandemente a construção do modelo.

Através do emprego de curvas de carga foi possível criar um campo de tensões e deformações residuais no corpo de prova com concentrador de tensões, assim como na placa de aço. Essas curvas podem ser utilizadas em diversas situações no campo da engenharia, em que, por exemplo, se pretenda avaliar numa peça ou estrutura determinada, a influência de um pré-carregamento, de uma carga de impacto, da variação de temperatura e etc.

Constatou-se, neste trabalho, que processos de usinagem e regiões de concentração de tensões podem ser simulados mediante a utilização do procedimento de ativação e desativação de elementos no Método dos Elementos Finitos.

A metodologia proposta no Capítulo 5 para avaliar a influência das tensões residuais no comportamento à Fratura é flexível e de aplicação geral, podendo ser empregada para diferentes casos encontrados na prática onde existam não só fissuras, como também elementos concentradores de tensões em geral. Esta metodologia pode ser implementada utilizando a grande maioria dos programas comerciais que utilizam o Método dos Elementos Finitos que se encontram disponíveis no mercado.

## RECOMENDAÇÕES

Embora o modelo proposto para simular o processo de jateamento por granalha tenha apresentado bons resultados, seria pertinente estudar a eficiência do mesmo em outros tipos de material, variando-se também os principais parâmetros que influem no processo, como a velocidade do impacto, diâmetro e material do projétil e espessura da placa.

Com relação à influência das tensões residuais no comportamento à fratura, outro aspecto a ser investigado seria o efeito dessas tensões sobre outros parâmetros que considerem o comportamento elasto-plástico dos materiais, como por exemplo, a integral J.

Após a realização deste estudo pode ser considerada a possibilidade de se investigar o efeito do jateamento por granalha no comportamento frente à Fratura de um determinado material. Isto poderia ser feito através de uma modelagem tridimensional de corpos de prova tipo CT ou outra configuração de interesse, em que tenham sido induzidas previamente tensões de compressão, simulando a aplicação desse processo e usando a metodologia proposta neste estudo.

Empregar e avaliar a metodologia proposta com outros programas profissionais que utilizam o Método dos Elementos Finitos, aplicando-a em situações diferentes de interesse e comprovando-a, quando for possível através do emprego de técnicas experimentais.

**APÊNDICES**

## APÊNDICE A

**Deslocamento do nó 3744 (COD/2).Modelo CT22**

$\delta$ nó 3744 [mm]	Fator de carga	Carga [N]
1,215964001880E-02	2,0E-02	8,99E+02
2,442325035693E-02	4,0E-02	1,80E+03
3,690397887E-02	6,0E-02	2,70E+03
4,963732716950E-02	8,0E-02	3,60E+03
6,276302035180E-02	1,0E-01	4,49E+03
7,645682285504E-02	1,2E-01	5,39E+03
8,353016704583E-02	1,3E-01	5,84E+03
9,082199190615E-02	1,4E-01	6,29E+03
9,832896891360E-02	1,5E-01	6,74E+03
1,060692400752E-01	1,6E-01	7,19E+03
1,140929383043E-01	1,7E-01	7,64E+03
1,224335038815E-01	1,8E-01	8,09E+03
1,311165045747E-01	1,9E-01	8,54E+03
1,401253173260E-01	2,0E-01	8,99E+03
1,495293349933E-01	2,1E-01	9,44E+03
1,593089086772E-01	2,2E-01	9,89E+03
1,669518023544E-01	2,275E-01	1,02E+04
1,722188694088E-01	2,325E-01	1,05E+04
1,776260404044E-01	2,375E-01	1,07E+04
1,832332769204E-01	2,425E-01	1,09E+04
1,890589927835E-01	2,475E-01	1,11E+04
1,951492928347E-01	2,525E-01	1,13E+04
2,015497773839E-01	2,575E-01	1,16E+04
2,083406534178E-01	2,625E-01	1,18E+04
2,154001417792E-01	2,675E-01	1,20E+04
2,230520546135E-01	2,725E-01	1,22E+04
2,313368081694E-01	2,775E-01	1,25E+04
2,402759204339E-01	2,825E-01	1,27E+04
2,499650303038E-01	2,875E-01	1,29E+04
2,607626344566E-01	2,925E-01	1,31E+04
2,666838684726E-01	2,95E-01	1,33E+04
2,730357404399E-01	2,975E-01	1,34E+04
2,796760694468E-01	3,0E-01	1,35E+04
2,867517480925E-01	3,025E-01	1,36E+04
2,944393256480E-01	3,05E-01	1,37E+04
3,025419227500E-01	3,075E-01	1,38E+04
3,115105984229E-01	3,1E-01	1,39E+04
3,212850718415E-01	3,125E-01	1,40E+04
3,322014873860E-01	3,15E-01	1,42E+04
3,445511113851E-01	3,175E-01	1,43E+04
3,584417045078E-01	3,2E-01	1,44E+04
3,744761708676E-01	3,225E-01	1,45E+04
3,929080152706E-01	3,25E-01	1,46E+04
4,032763798673E-01	3,2625E-01	1,47E+04
4,151257502674E-01	3,275E-01	1,47E+04
4,281731257899E-01	3,2875E-01	1,48E+04
4,421075015820E-01	3,3E-01	1,48E+04
4,569985728482E-01	3,3125E-01	1,49E+04
4,733920073312E-01	3,325E-01	1,49E+04
4,919528115E-01	3,3375E-01	1,50E+04

## APÊNDICE B

Valores de  $k_t(r)$  correspondentes à Figura 5.4

r [mm]	LE(EPT) S. Tens. Res.	EP(EPT) S. Tens. Res.	EP(EPT) C. Tens. Res.	LE(EPD) S. Tens. Res.
0,15	290,95	346,58	447,25	265,65
0,3	268,96	298,48	387,44	239,85
0,45	263,83	283,00	371,95	238,60
0,6	258,24	272,60	363,28	239,40
0,75	254,20	265,71	357,97	237,27
0,9	249,21	258,96	351,71	234,87
1,05	244,65	253,00	345,98	231,86
1,2	240,13	247,51	339,39	228,40
1,35	235,67	242,34	332,60	225,02
1,5	231,42	237,49	325,42	221,62
1,65	227,26	232,89	317,73	218,21
1,8	223,13	228,38	309,50	215,06
1,95	219,71	224,72	301,66	211,17
2,1	214,75	219,36	289,91	206,47
2,25	208,11	212,14	275,68	202,25
2,4	196,53	200,14	262,27	202,40
2,55	192,13	195,78	246,09	195,94
2,7	189,30	192,97	232,92	192,06
2,85	186,70	190,21	221,99	189,54
3	175,49	179,18	197,11	180,78

## APÊNDICE C

### Valores de Tensões nos Pontos de Gauss

#### Modelo CT22

**NONLINEAR ANALYSIS**

Stress Components In Global Axes [MPa]

Element =10888

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	260.2	357.0	-0.1893
2	179.2	360.1	-3.442
3	185.8	473.7	-2.044
4	253.6	477.1	0.5333

Element =10891

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	175.5	257.8	25.24
2	222.3	259.8	30.74
3	219.7	217.4	27.35
4	177.7	218.2	22.61

Element =10897

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	183.4	191.4	17.98
2	184.1	168.3	13.80
3	155.0	168.9	17.04
4	157.0	190.1	20.63

Element =10902

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	146.5	151.0	11.86
2	157.1	151.1	11.61
3	156.6	140.4	8.914
4	145.7	140.5	9.206

Element =10911

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	139.6	129.9	8.176
2	139.1	122.4	6.110
3	133.4	122.5	6.139
4	134.0	129.8	8.167

Element =10925

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	122.9	114.1	6.475
2	127.1	114.2	6.484
3	126.6	108.9	4.816
4	122.4	109.0	4.854

Element =10940

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	117.1	102.5	5.246
2	116.6	98.50	3.767
3	113.3	98.57	3.830
4	113.8	102.5	5.261

Element =10957

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	106.4	93.28	4.296
2	109.0	93.32	4.261
3	108.5	90.14	2.934
4	105.9	90.18	3.006

**Apêndice C**

Element =10971

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	102.3	85.71	3.511
2	101.8	83.21	2.364
3	99.61	83.23	2.425
4	100.1	85.69	3.548

Element =10981

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	94.80	79.41	2.969
2	96.52	79.42	2.932
3	96.06	77.36	1.929
4	94.29	77.37	1.979

Element =11002

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	91.58	74.09	2.441
2	91.17	72.33	1.564
3	89.73	72.33	1.608
4	90.19	74.09	2.483

Element =11019

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	86.19	69.46	2.069
2	87.25	69.45	2.025
3	86.92	67.91	1.293
4	85.80	67.89	1.323

Element =11035

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	83.39	65.44	1.715
2	83.23	64.20	1.258
3	82.64	64.15	1.260
4	82.84	65.49	1.755

Element =11051

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	79.86	61.71	1.723
2	79.71	61.71	1.706
3	79.61	60.39	1.327
4	79.74	60.39	1.344

Element =11069

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	76.62	58.21	1.668
2	76.23	56.42	0.7615
3	74.64	56.58	0.9401
4	75.07	58.05	1.679

Element =11070

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	73.95	54.79	1.120

Element =11087

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	71.13	53.30	0.7440
2	71.04	51.54	1.171
3	71.79	51.68	1.160
4	71.89	53.16	0.8017

Element =11103

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	68.56	48.93	1.014
2	68.58	49.96	0.9933
3	69.12	49.98	0.9611
4	69.14	48.91	0.9801

**Apêndice C**

Element =11115

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	67.04	47.51	0.6821
2	67.04	46.85	0.8002
3	66.67	46.77	0.8510
4	66.72	47.58	0.6988

Element =11121

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	64.22	45.61	0.5745
2	64.24	44.95	1.118
3	65.36	45.05	1.583
4	65.96	45.91	1.182

Element =11258

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	61.61	42.60	0.7340
2	61.34	42.34	0.8716
3	61.01	41.27	1.477
4	61.10	41.01	1.628

**MODELO CT40****NONLINEAR ANALYSIS**

Stress Components In Global Axes [MPa]

Element =12161

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	266.9	460.7	-8.958
2	177.5	463.0	-12.33
3	197.0	476.4	-11.56
4	247.4	478.8	-9.445

Element =12164

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	177.8	335.0	27.27
2	230.9	337.6	33.52
3	227.9	282.2	29.14
4	180.2	283.4	23.78

Element =12170

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	188.2	249.5	20.91
2	188.9	221.2	15.78
3	154.9	221.9	19.59
4	157.3	248.0	23.99

Element =12175

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	145.3	200.0	13.79
2	157.6	200.1	13.50
3	157.0	187.1	10.22
4	144.4	187.2	10.56

Element =12184

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	137.3	174.1	9.492
2	136.6	164.9	6.934
3	130.2	165.0	6.970
4	130.9	174.1	9.481

Element =12198

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	118.0	154.5	7.544
2	122.7	154.6	7.557
3	122.0	147.9	5.454
4	117.4	148.0	5.500

**Apêndice C**

Element =12213

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	111.2	139.9	6.163
2	110.5	134.7	4.260
3	106.9	134.7	4.334
4	107.6	139.8	6.175

Element =12230

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	99.00	127.8	5.055
2	101.8	127.8	5.021
3	101.1	123.6	3.275
4	98.26	123.7	3.357

Element =12244

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	93.98	117.6	4.188
2	93.30	114.2	2.643
3	91.00	114.2	2.711
4	91.72	117.6	4.225

Element =12254

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	85.56	108.8	3.585
2	87.36	108.9	3.548
3	86.72	106.0	2.167
4	84.87	106.0	2.221

Element =12275

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	81.58	101.2	2.980
2	80.99	98.68	1.739
3	79.52	98.68	1.784
4	80.16	101.2	3.022

Element =12292

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	75.54	94.33	2.519
2	76.59	94.30	2.470
3	76.10	92.03	1.386
4	74.98	92.00	1.412

Element =12308

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	72.08	88.13	2.099
2	71.83	86.18	1.378
3	71.27	86.09	1.368
4	71.57	88.21	2.149

Element =12324

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	68.07	82.24	2.170
2	67.81	82.25	2.143
3	67.63	79.81	1.446
4	67.85	79.82	1.475

Element =12342

Gauss Pt	SX	SY	SXY
1	64.14	76.16	2.116
2	63.48	73.32	0.6808
3	61.87	73.57	0.9092
4	62.52	75.90	2.082

## APÊNDICE D

## Valores de Tensões. Modelo shotsym2

## NONLINEAR ANALYSIS

Current Results File = D:\LUSAS\SCRATCH\SHOTSYSM2.MYS ID

Stress Components In Global Axes [MPa]

Primeira linha de nós na vertical, região do impacto.

Nó	$\sigma_x$	$\sigma_y$	$\tau_{xy}$	$\sigma_z$
4922	-0.1701E+09	0.2210E+08	-0.3066E+08	-0.1604E+09
4924	-0.2175E+09	0.1881E+08	-0.2803E+08	-0.2119E+09
4925	-0.3538E+09	-0.2995E+08	-0.3355E+08	-0.3530E+09
4926	-0.4751E+09	-0.1117E+09	-0.2477E+08	-0.4750E+09
4927	-0.4494E+09	-0.1382E+09	-0.4487E+06	-0.4493E+09
4928	-0.3551E+09	-0.1085E+09	0.7079E+07	-0.3550E+09
4929	-0.2841E+09	-0.7283E+08	0.5654E+07	-0.2841E+09
4930	-0.2162E+09	-0.4852E+08	0.6310E+07	-0.2162E+09
4931	-0.1484E+09	-0.3433E+08	0.6476E+07	-0.1484E+09
4932	-0.8964E+08	-0.1963E+08	0.4031E+07	-0.8964E+08
4933	-0.4076E+08	-0.3248E+07	0.1536E+07	-0.4076E+08
4934	0.7930E+07	-0.1416E+07	-0.2465E+07	0.7928E+07
4935	0.4348E+08	-0.8891E+07	-0.1410E+07	0.4348E+08
4936	0.4384E+08	0.1242E+07	0.1070E+07	0.4384E+08
4937	0.2465E+08	0.2237E+08	0.1280E+07	0.2465E+08
4938	0.1193E+08	0.2572E+08	-0.1159E+07	0.1193E+08
4939	0.9751E+07	0.1526E+08	-0.2097E+07	0.9751E+07
4940	0.1508E+08	0.1886E+08	-0.1024E+07	0.1508E+08
4941	0.1882E+08	0.3340E+08	-0.3324E+06	0.1882E+08
4942	0.1909E+08	0.3565E+08	-0.7571E+06	0.1909E+08
4943	0.2188E+08	0.2976E+08	-0.8231E+06	0.2188E+08
4944	0.2792E+08	0.3144E+08	0.4046E+06	0.2792E+08
4945	0.3164E+08	0.3393E+08	0.6979E+06	0.3164E+08
4946	0.3211E+08	0.2361E+08	0.7343E+05	0.3211E+08
4947	0.3106E+08	0.6874E+07	-0.4132E+06	0.3106E+08
4948	0.3187E+08	0.2779E+07	-0.3749E+06	0.3187E+08
4949	0.3633E+08	0.1161E+08	-0.1117E+07	0.3633E+08
4950	0.3775E+08	0.1505E+08	-0.5139E+06	0.3775E+08
4951	0.2937E+08	0.1085E+08	0.1014E+07	0.2937E+08
4952	0.2026E+08	0.1167E+08	0.1743E+07	0.2026E+08
4953	0.2231E+08	0.1895E+08	0.1691E+07	0.2231E+08
4954	0.3480E+08	0.1770E+08	0.1717E+07	0.3480E+08
4923	0.4267E+08	0.1234E+08	0.1024E+07	0.4267E+08

**Apêndice D**

Segunda linha de nós na vertical vizinha à região do impacto.

Nó	$\sigma_x$	$\sigma_y$	$\tau_{xy}$	$\sigma_z$
5131	-0.1202E+09	0.1441E+08	-0.1191E+08	-0.1278E+08
5210	-0.2061E+09	0.4710E+07	-0.2912E+08	-0.1423E+09
5249	-0.3568E+09	-0.4311E+08	-0.5671E+08	-0.3578E+09
5288	-0.4456E+09	-0.1002E+09	-0.4198E+08	-0.4534E+09
5327	-0.4341E+09	-0.1181E+09	-0.5162E+07	-0.4251E+09
5366	-0.3526E+09	-0.1015E+09	0.5281E+07	-0.3448E+09
5405	-0.2772E+09	-0.7120E+08	0.5271E+07	-0.2741E+09
5444	-0.2120E+09	-0.4814E+08	0.5201E+07	-0.2107E+09
5483	-0.1468E+09	-0.3377E+08	0.5271E+07	-0.1444E+09
5522	-0.9012E+08	-0.1848E+08	0.6525E+07	-0.8700E+08
5561	-0.4088E+08	-0.2594E+07	0.4887E+07	-0.3866E+08
5600	0.8607E+07	-0.9230E+06	0.1724E+07	0.9939E+07
5639	0.4311E+08	-0.7332E+07	0.2160E+07	0.4457E+08
5678	0.4178E+08	0.2463E+07	0.5225E+07	0.4287E+08
5717	0.2425E+08	0.2218E+08	0.3255E+07	0.2438E+08
5756	0.1257E+08	0.2540E+08	-0.2317E+07	0.1224E+08
5795	0.1080E+08	0.1602E+08	-0.4509E+07	0.1049E+08
5834	0.1531E+08	0.1917E+08	-0.2916E+07	0.1527E+08
5873	0.1900E+08	0.3219E+08	-0.1389E+07	0.1871E+08
5912	0.1954E+08	0.3429E+08	-0.2252E+07	0.1910E+08
5951	0.2285E+08	0.2904E+08	-0.2321E+07	0.2231E+08
5990	0.2853E+08	0.3062E+08	-0.1413E+06	0.2812E+08
6029	0.3149E+08	0.3281E+08	0.8604E+06	0.3135E+08
6068	0.3124E+08	0.2347E+08	-0.4109E+05	0.3159E+08
6107	0.3052E+08	0.8106E+07	-0.4447E+06	0.3097E+08
6146	0.3171E+08	0.4099E+07	-0.1684E+06	0.3202E+08
6185	0.3597E+08	0.1188E+08	-0.1238E+07	0.3617E+08
6224	0.3702E+08	0.1452E+08	-0.5136E+06	0.3723E+08
6263	0.2952E+08	0.9815E+07	0.2173E+07	0.2927E+08
6302	0.2186E+08	0.9478E+07	0.2762E+07	0.2078E+08
6341	0.2435E+08	0.1542E+08	0.2537E+07	0.2284E+08
6380	0.3411E+08	0.1472E+08	0.2271E+07	0.3386E+08
4988	0.3960E+08	0.1028E+08	0.1715E+07	0.4053E+08

## APÊNDICE E

### Procedimento de Ativação e Desativação de Elementos

Este artifício é, às vezes, conhecido como “birth and death”, sendo empregado, por exemplo, na modelagem de processos de construção civil (modelagem de escavação de túneis), modelagem de propagação de fissuras, e outras aplicações.

Para executar este processo de simulação, são eliminados ou introduzidos determinados elementos, assim que a análise vai progredindo. Todos os elementos são definidos no início, porém, podem ser ativados ou desativados quando necessário. O elemento desativado permanece na solução com uma matriz de rigidez de valor muito baixo, provocando um efeito desprezível nos elementos vizinhos. Se um elemento é desativado, qualquer força interna que pudesse existir nele anteriormente será armazenada para sua redistribuição.

Quando um elemento é ativado, ele é introduzido com a sua nova geometria, em um estado livre de tensões e deformações (a não ser que tenham sido definidos valores iniciais), sendo que as deformações vão incrementar-se a partir do instante em que o elemento for ativado.

O procedimento é aplicável para materiais com comportamento linear e não linear, análises do tipo estática e dinâmica implícita e válido, também, quando forem usados modelos de dano ou escoamento (damage and creep models). Entretanto, NÃO poderão ser ativados ou desativados elementos nas seguintes situações:

- Análises de campo (field analysis)

- Análise dinâmica explícita
- Análises de Fourier
- Situações em que são empregadas as opções de não linearidade geométrica Lagrangianas ou Euleriana
- Elementos adjacentes a superfícies de deslizamento

### ***Bases teóricas do procedimento***

Suponha-se que uma malha ou arranjo de elementos finitos seja submetida a um sistema de carregamento, de forma tal que o mesmo provoque o surgimento de um campo de tensões internas. O sistema de elementos estará em equilíbrio, se o carregamento aplicado for balanceado pelas forças internas que aparecem nos elementos. O vetor correspondente às forças nodais fora de balanço (ou forças residuais), será expresso segundo:

$$\underline{\psi}_{(t)} = \underline{R}_{i(t)} - \underline{R}_{e(t)} \quad (1)$$

onde:

$\underline{\psi}_{(t)}$  é o vetor de força nodal residual no valor de tempo  $t$ ;

$\underline{R}_{i(t)}$  forças nodais "equivalentes" ao estado de tensões internas no valor de tempo  $t$ ;

$\underline{R}_{e(t)}$  carregamento externo nos nós para o tempo  $t$ .

Para conseguir o equilíbrio deve-se postular que:

$$\underline{\psi}_{(t)} = \underline{0} \quad (2)$$

Se um elemento é desativado em um sistema que está em equilíbrio, logicamente isto vai provocar uma força de desequilíbrio. Esta força residual surge como consequência de que as forças internas nos elementos da vizinhança não serão mais equilibradas pelas forças internas dos elementos removidos. Nesta ferramenta de “birth and death”, é possível controlar a maneira com que esta força residual é redistribuída nos elementos restantes da malha.

Mesmo assim, é permitida a introdução de elementos em um estado sem tensões e deformações.

Considerando-se o equilíbrio de um sistema de elementos depois de remover um certo número deles (o carregamento externo vai permanecer constante):

$$\underline{\psi}_{(t+1)} = \underline{R}_{i(t+1)} - \underline{R}_{e(t+1)} \quad (3)$$

Existe agora uma força residual no sistema, de maneira que.

$$\begin{aligned} \underline{R}_{i(t+1)} &= \underline{R}_{i(t)} - \underline{R}_{r(t)} \\ \underline{R}_{e(t+1)} &= \underline{R}_{e(t)} \end{aligned} \quad (4)$$

sendo que  $\underline{R}_{r(t)}$  são as forças nodais “equivalentes” ao estado interno de tensões para o elemento removido (ou seja, o estado justo antes da remoção).

Para poder manter o equilíbrio, deve-se cumprir que.

$$\underline{\psi}_{(t+1)} = \underline{R}_{i(t+1)} - \underline{R}'_{e(t+1)} = \underline{0} \quad (5)$$

em que

$$\underline{R}'_{e(t+1)} = \underline{R}_{e(t)} - \underline{R}_{r(t)} \quad (6)$$

Se as forças residuais,  $\underline{R}_{r(t)}$  são preservadas no sistema, o estado de tensões interno nos elementos ativos será o mesmo que antes de remover alguns dos elementos. Em determinados casos pode ser necessário redistribuir parte destas forças ao material "ativo". Isto será resolvido através da redistribuição de uma fração das forças residuais. Por exemplo,

$$\underline{\psi}_{(t+1)} = \underline{R}_{i(t+1)} - \underline{R}'_{e(t+1)} + \underline{\psi}'_{(t+1)} \quad (7)$$

onde:

$$\underline{R}'_{e(t+1)} = \underline{R}_{e(t)} - f \underline{R}_{r(t)} \quad (8)$$

$$\text{e } \underline{\psi}'_{(t+1)} = (1-f) \underline{R}_{r(t)} \quad (9)$$

$1 > f > 0$  será o fator que determinará a fração da força residual a ser redistribuída.

Deve ser destacado que as forças residuais só existem nos nós que servem de fronteira entre os elementos ativos e os desativados. Todas as forças internas, assim como as cargas naqueles nós sem vínculos, que pertencem aos elementos desativados, terão valor zero.

Um elemento desativado pode depois ser ativado e vice-versa. É possível desativar um elemento no início da análise. Os comandos necessários no LUSAS possuem o seguinte formato:

- DEACTIVATE ELEMENTS

- $L$   $L_{last}$   $L_{diff}$  [*ninc* *rdfact*]

-  $L$   $L_{last}$   $L_{diff}$  são respectivamente: primeiro elemento, último elemento e a diferença entre os elementos das séries deles a serem desativados.

- *ninc* é o número de incrementos sobre o qual a fração da força residual será distribuída (implícito=1).

- *rdfact* é a fração da força residual a ser redistribuída.

- **ACTIVATE ELEMENTS**

- $L$   $L_{last}$   $L_{diff}$  [*ninc*]

-  $L$   $L_{last}$   $L_{diff}$  são respectivamente: primeiro elemento, último elemento e a diferença entre os elementos das séries deles a serem ativados.

- *ninc* é o número de incrementos sobre o qual a fração da força residual será distribuída (implícito=1).

### **Aspectos de interesse**

- Devem ser especificados a opção 272 e o **NONLINEAR CONTROL** nas situações em que sejam ativados ou desativados determinados elementos (só no programa LUSAS, o que varia para outros softwares).
- Para um valor de *rdfact*=0, todas as forças internas associadas aos elementos desativados permanecerão no sistema (ou seja, tensões, deslocamentos, etc. Para os elementos restantes, não mudarão, se o carregamento externo permanecer constante em uma análise estática). Para *rdfact*=1, todas as forças internas associadas aos elementos desativados serão removidas

do sistema (ou seja, tensões, deslocamentos, etc. para os elementos restantes, mudarão). O fato de definir  $rdfact=1$  terá o mesmo efeito que o de redefinir propriedades do material muito pobres a determinados elementos. Para  $1 > rdfact > 0$ , uma certa fração das forças internas nos elementos desativados é removida junto à que ficou retida no sistema, para uma posterior redistribuição (ex.  $rdfact=0.1$ , significa que 10 % da força interna é removida, provocando uma certa redistribuição das tensões na etapa de desativação, sendo que 90 % será retida para redistribuição quando o elemento tiver sido reativado).

- Quando os elementos desativados são reativados, qualquer força interna que tiver sido retida na etapa de desativação, associada com os elementos reativados, será removida do sistema, ocorrendo então uma redistribuição das tensões.
- O processo de ativação e desativação pode ser definido para que ocorra através de vários incrementos (time steps), se são encontradas dificuldades durante a convergência, com a especificação do parâmetro *ninc*. Por exemplo, se  $ninc=3$ , e  $rdfact=0.3$ , então 10% da força interna será removida no primeiro incremento, até 20% no segundo, e até 30% no terceiro. A seção TERMINATION no NONLINEAR CONTROL (ou algum outro CONTROL alternativo), deve então ser definida para levar em consideração ao menos três incrementos (time steps).
- Os elementos desativados permanecem na solução, porém, com uma matriz de rigidez diminuída. A rigidez é diminuída

através do parâmetro do sistema STFSC (valor implícito= 1E-6). Este parâmetro pode ser mudado pelo usuário conforme o caso em estudo. Na situação de uma análise dinâmica, as matrizes de massa e amortecimento serão afetadas pelo mesmo parâmetro.

- Quando um elemento é desativado, todas as cargas associadas a ele são removidas do sistema e não serão reaplicadas, embora o elemento seja reativado depois. Isto inclui cargas concentradas nodais, a menos que a carga esteja aplicada na fronteira de um elemento ativo. A única exceção para esta regra é aquela em que se declara um deslocamento predefinido, que pode ser aplicado em nós correspondentes a elementos desativados. Acelerações e velocidades podem ser também predefinidas para uma análise dinâmica, porém isto não é recomendado.
- Para um elemento ativado em uma determinada etapa da análise, o estado em que ele é ativado encontra-se livre de tensões e deformações, sendo que a geometria inicial do elemento é aquela que se toma como referência. As deformações serão incrementadas a partir do momento em que o elemento é ativado. Nesta etapa de reativação para o elemento em questão, podem ser definidas tensões e deformações iniciais, assim como tensões residuais.
- A ativação de um elemento resulta em uma redução das tensões e deformações a zero, e numa atualização da sua geometria inicial à nova. Uma vez feito isto, o elemento é

considerado ativo. As forças internas equilibrantes, que normalmente existiam no referido elemento, serão imediatamente redistribuídas no resto da malha.

### ***Normas de convergência***

Ao serem empregados algoritmos de solução incremental ou iterativos, é necessária uma fronteira, ou limite de convergência da solução, que define o momento em que o estado de equilíbrio é alcançado. A escolha correta do critério de convergência é de uma grande importância. Uma tolerância muito estreita pode trazer como resultado um número inadequado de iterações, enquanto que, se for muito ampla, pode oferecer respostas erradas na solução do problema.

A seleção dos valores de tolerância é uma questão de experiência do especialista; entretanto, para problemas que apresentam uma não linearidade geométrica sensível, recomendam-se critérios de convergência estreitos, a fim de manter a solução na rota correta de equilíbrio. Já no caso de problemas de não linearidade do material, podem ser escolhidos valores mais elevados, pelo fato de serem tolerados altos níveis de residuais locais, fazendo-se referência às forças fora de balanço.

Existem várias formas para controlar a convergência da solução. Dentro do programa utilizado nas modelagens, encontram-se disponíveis seis critérios que são apresentados a seguir:

1- *Euclidian residual norm (rdnrm)  $\tau\psi$*

Para problemas de plasticidade

1.0 <  $\tau\psi$  < 5.0 é sugerido

2- *Euclidian displacement norm (dpnorm)*  $\tau_d$

0.1 <  $\tau_d$  < 1.0 (razoável)

0.01 <  $\tau_d$  < 0.1 (ajustado)

3- *Euclidian incremental displacement norm (dtnrm)*  $\tau_{dt}$

0.1 <  $\tau_{dt}$  < 1.0 (razoável)

0.001  $\tau_{dt}$  < 0.1 (ajustado)

4- *Work norm (wdnrm)*  $\tau_w$

1.0E3 <  $\tau_w$  < 1.0E1 (slack)

1.0E6 <  $\tau_w$  < 1.0E3 (razoável)

1.0E9 <  $\tau_w$  < 1.0E6 (ajustado)

5- *Root mean square of residuals (RMS)*  $\tau_{\psi}$

Depende das unidades empregadas no problema

6- *Maximum absolute residual (MAR)*

Depende das unidades empregadas no problema

Na seção Convergence, no NONLINEAR CONTROL são especificados os valores limites que definem que o estado de equilíbrio foi sido atingido. A solução converge quando todos os valores correspondentes aos diferentes critérios são menores que os indicados no problema. A seguir são apresentados estes parâmetros. Se um deles é zero, o critério correspondente será ignorado.

- **rmaxal** é o limite para o valor máximo absoluto de qualquer residual (MAR) (o valor implícito é um número grande, por exemplo,  $10^9$ );

- **rnorm** é o limite para a raiz quadrada do valor médio dos quadrados de todos os residuais (RMS); (o valor implícito é um número grande, por exemplo,  $10^9$ );
- **dlnorm** é o limite para a soma dos quadrados dos deslocamentos iterativos, como uma porcentagem da soma dos quadrados dos deslocamentos totais (dprnm); (o valor implícito é 1.0);
- **rlnorm** é o limite para a soma dos quadrados de todas as forças residuais, incluindo as reações (rdnrm); (o valor implícito é 0.1);
- **wlnorm** é o limite para o trabalho feito pelas forças residuais, atuando através dos deslocamentos iterativos, como uma porcentagem do trabalho realizado pelas cargas na iteração zero do incremento em curso; (o valor implícito é um número grande, por exemplo,  $10^9$ ).
- **dtnrml** é o limite para a soma dos quadrados dos deslocamentos iterativos, como uma porcentagem da soma dos quadrados dos deslocamentos incrementais (dtnrm); (o valor implícito é 1.0).

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. Materiais metálicos: determinação das propriedades mecânicas à tração - **NBR 6152**, 1992.
- AL-OBAID, Y. F. The automated simulation of dynamic non-linearity to shot-peening mechanics. **Computers & Structures**, New York, v.40, n.6, p.1451-1460, 1991.
- AL-OBAID, Y. F. Shot peening mechanics: experimental and theoretical analysis. **Mechanics of Materials**, Amsterdam, v.19, n.2/3, p.251-260, 1995.
- ACHENBACH J. D. Quantitative nondestructive evaluation. **International Journal of Solids and Structures**, New York, v.37, n.1, p.13-27, 2000.
- ANDERSON T. L. **Fracture Mechanics, fundamentals and applications**. Boca Raton, CRC Press Inc., 1995. 688p.
- BARBER, J. R; CIAVARELLA. M. Contact mechanics. **International Journal of Solids and Structures**, New York, v.37, n.1, p.29-43, 2000.
- BARSON M. J; STANLEY T. **Fracture and Fatigue Control in Structures**. New Jersey, Prentice Hall, 1987.
- BERGER, M. C; GREGORY, J. K. Residual stress relaxation in shot peened timetal 21s. **Materials Science and Engineering**, Lausanne, v.263, n.3, p.t.A, p. 200-204, 1999.
- BERTINI, L.; FONTANARI, V.; STRAFFELINI, G. Influence of post weld treatments on the fatigue behaviour of al-alloy welded joints. **International Journal of Fatigue**. Surrey, v. 20, n. 10, p. 749-755, 1998.

- BRAISTED, W; BROCKMAN, R. Finite element simulation of laser shock peening. **International Journal of Fatigue**, Surrey, v. 21, n.7, p. 719-724, ago, 1999.
- BROEK, D. **Elementary Engineering Fracture Mechanics**. Dordrecht: Martinus Nijhoff Publisher, 1986. 501p.
- CAO, W.; KHADHRAOUI, M.; BRENIER, B.; GUÉDOU, J.Y.; CASTEX, L. Thermomechanical relaxation of residual stress in shot peened nickel base superalloy. **Materials Science and Technology**, London, v.10, n.11, p. 947-954, 1994.
- CAO, W.; FATHALLAH, R.; CASTEX, L. Correlation of Almen arc height with residual stresses in shot peening process. **Materials Science and Technology**, London, v. 11, n.9, p. 967-973, set., 1995.
- CORDES, J.; CHANG, A. A computational method to predict elastic-plastic fracture. **Engineering Fracture Mechanics**, New York, v. 51, n.1, p.151-159, maio, 1995.
- DRECHSLER, A.; DÖRR, T.; WAGNER, L. Mechanical surface treatments on Ti-10V-2Fe-3Al for improved fatigue resistance. **Materials Science and Engineering**, Lausanne, v.243, n.1/2, p. 217-220, mar., 1998.
- ERDOGAN, F. Fracture Mechanics. **International Journal of Solids and Structure**, v.37, n.1, p.171-183, 2000.
- FATHALLAH, R.; INGLEBERT, G.; CASTEX, L. Prediction of plastic deformation and residual stresses induced in metallic parts by shot peening. **Materials Science and Technology**, London, v. 14, n.7, p. 631-639, jul. , 1998.

- FREDDI, A.; VESCHI, D.; BANDINI, M.; GIOVANI, G. Design of experiments to investigate residual stresses and fatigue life improvement by a surface treatment. **Fatigue & Fracture of Engineering Material & Structures**, Oxford, v. 20, n. 8, p.1147-1157, 1997.
- FU, Y.; LOH, N.L.; BATCHELOR, A.W.; LIU, D.; ZHU, X.; HE, J.; XU, K. Improvement in fretting wear and fatigue resistance of Ti-6Al-4V by application of several surface treatments and coatings. **Surface and Coating Technology**, Lausanne, v.106, n.2/3, p.193-197, ago., 1998.
- GIRISH, D.V; MAYURAM, M.M.; KRISHNAMURTHY, S. Surface integrity studies on shot-peened thermal-treated En 24 steel spur gears. **Wear**, Amsterdam, v.193, n.2, p. 242-247, maio, 1996.
- GIRISH, D.V; MAYURAM, M.M.; KRISHNAMURTHY, S. Influence of shot peening on the surface durability of thermomechanically treated En 24 steel spur gears. **Tribology International**, London, v. 30, n. 12, p.865-870, 1997.
- GONÇALVES, E.; BUELTA, M. A .; SOUZA, G. F., Modo de propagação de trincas no casco resistente de submarinos. São Paulo: CENO/USP, 1995. (R.T.2.1/414)
- GONÇALVES, E.; BUELTA, M. A .; SOUZA, G. F., Distribuição de tensões residuais em estruturas soldadas. São Paulo: CENO/USP, 1996. (R.T.1.3/414).
- GUAGLIANO, M., Relating Almen intensity to residual stresses induced by shot peening: a numerical approach. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v.110,n.3, p.277-286, abr., 2001.
- GURNEY, T. R. **Fatigue of Welded Structures**. Cambridge: Cambridge University Press, 1968.

- GUROVA T.; TEODÓSIO, J.R.; REBELLO, J.M.A.; MONIM, V. Study of the residual stress state during plastic deformation under uniaxial tension in a 5Cr and 0.5Mo steel. **Scripta Materialia**, Oxford,v.36, n. 9, p.1031-1035, 1997.
- HAMMOND, D. W.; MEGUID, S. A. Crack propagation in the presence of shot peening residual stresses. **Engineering Fracture Mechanics**, New York, v. 37, n. 2, p.373-387, 1990.
- HARADA, Y.; MORI, K.; MAKI, S. Lining of metal plates with foils using hot shot peening. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v.80-81, p.309-314, 1998.
- HINTON, E. **Introduction to nonlinear finite element analysis**. NAFEMS Birniehill East Kilbride Glasgow G75 0QU, 1992.
- HUTCHINGS, I. M. A model for the erosion of metals by spherical particles at normal incidence. **Wear**, Amsterdam, v. 70, n.3, p.269-281, 1981.
- JINLIANG, H.; YANXIANG, L.; YAOMINE, Z. The effect of combined induction heating and shot-peening on the properties of oil-pump arms. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v.42, n.3, p. 311-318, maio, 1994.
- KANNINEN, M.; POPELAR, C. **Advanced Fracture Mechanics**. New York: Oxford University, 1985. 563p.
- KRAJCINOVIC, D. Damage mechanics: accomplishment, trends and needs. **International Journal of Solids and Structures**, New York, v.37, n.1/2, p.267-277, 2000.

- KOBAYASHI, M.; MATSUI, T.; MURAKAMI, Y. Mechanism of creation of compressive residual stress by shot peening. **International Journal of Fatigue**, Surrey, v. 20, n. 5, p. 351-357, 1998.
- LARSSON, M.; MELANDER, A.; BLOM, R.; PRESTON, S. Effects of shot peening on bending fatigue strength of spring steel SS 2090. **Materials Science and Technology**, v. 7, n.11, p. 998-1004, nov., 1991.
- LANDES, J. D. Elastic-plastic fracture. Philadelphia: ASTM Special Technical Publication, 1979. 771p.
- LEMAITRE, J.; CHABOCHE, J. L. **Mechanics of Solids Materials**. Cambridge: Cambridge University Press, 1990. 556p.
- LEVERS, A.; PRIOR, A. Finite Element analysis of shot peening. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 80-81, p. 304-308, ago./set., 1998.
- LUSAS. **Theory manual**. United Kingdom: FEA Ltd., 2000.
- MARTIN, U.; ALTENBERGER, I.; SCHOLTES, B.; KREMMER, K.; OETTEL, H. Cyclic deformation and near surface microstructures of normalized shot peened steel SAE 1045. **Materials Science and Engineering**, Lausanne, v.246, n.1/2, p.69-80, p.t.A, 1998.
- MEGUID, S. A.; COUFOPANOS, J.A. Elasto-plastic finite element study of the effect of residual stresses upon double edge-cracked plate. **Engineering Fracture Mechanics**, New York, v. 23, n. 4, p. 735-744, 1986.
- MEGUID, S. A.; SHAGAL, G.; STRANART, J.C.; DALY, J. Three-dimensional dynamic finite element analysis of shot peening induced residual stresses. **Finite Elements in Analysis and Design**, Amsterdam, v.31,n.3, p. 179-191, jan, 1999.

- NATKANIEC-KOKANDA, D.; KOKANDA, S.; MILLER, K.J. Influence of shot peening on short crack behaviour in a medium carbon steel. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Oxford**, v. 19, n. 7, p. 911-917, 1996.
- NGUYEN.T.; WAHAB, M. A. The effect of weld geometry and residual stress on the fatigue of welded joints under combined loading. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v.77, n.1/3, p.201-208, 1998.
- PADILLA. M., GONÇALVES. E. Análise de fratura através do conceito "CTOD" em soldas circunferenciais: Bolívia-Brasil. São Paulo, EPUSP. 1996. **Boletim Técnico da Escola Politécnica da USP, Departamento de Engenharia Mecânica** , BT/PMC/92, 1996.
- PISARENKO, G. S.; YÁKOVLEV, A P.; MATVÉEV, V. V. **Manual de resistencia de materiales**. Editorial Mir Moscú, 1985.
- RADHAKRISHNAN, V. M.; PRASAD, C. Relaxation of residual stress with fatigue loading. **Engineering Fracture Mechanics**, New York, v. 8, n.4, p. 593-597, 1976.
- SHAW, M.C.; DE SALVO, G. On the plastic flow beneath a blunt axi-symmetric indenter. **Journal of Engineering of Industry** , London, v.92, n.1, p.55-&, 1970.
- SCHIFFNER, K.; HELLING, C.D. Simulation of residual stresses by shot peening. **Computers and Structures**, New York, v.72, n.1/3, p. 329-340, jul./ago.,1999.
- SCHINDLER, H. J.; CHENG, W.; FINNIE, I. Experimental determination of stress intensity factors due to residual stresses. **Experimental Mechanics**, Easton, PA, v.37, n. 3, p. 272-277, 1997.

- SIMON, A. Introduction au thème "contraintes résiduelles". **La Revue de Métallurgie-CIT/Science et Génie des Matériaux**, Paris, v.94, n.2, p.151-156, fev., 1997.
- TERASAKI, T.; CHEN, J.; AKIYAMA, T.; KISHITAKE, K. Non-destructive method for estimating residual stress distribution in component due to shot peening. **JSME International Journal**, Tokyo, v. 42, n.2, p. 216-223, pt. A. 1999.
- THE WHEELBRATOR CORPORATION. **Shot Peening**. 10.ed. Minshawaka: Wheelabrator, 1977. 180p.
- WANG, S.; LI, Y.; YAO, M.; WANG, R. Compressive residual stress introduced by shot peening. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v.73, n.1, p.64-73, jan., 1998.
- WANG, S.; LI, Y.; YAO, M.; WANG, R. Fatigue limits of shot-peened metals. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v.73, n.1/3, p.57-63, 1998.
- WAGNER, L. Mechanical surface treatments on titanium, aluminum and magnesium alloys. **Materials Science and Engineering**, Lausanne, v.263, n.2, pt. A, p. 210-216, maio, 1999.
- ZHU, X. Y.; SHAW, J.D. Correlation of fatigue crack growth behaviour with crack closure in peened specimens. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, Oxford, v. 18, n. 7/8, p. 811-820, 1995.
- ZINN, W.; SCHOLTES, B. Mechanical surface treatments of lightweight materials-effects on fatigue strength and near-surface microstructures. **Journal of Materials Engineering and Performance**, Materials Park, v. 8, n.2, p.145-151, 1999.