



Escola Politécnica da Universidade de São Paulo

Departamento de Engenharia Mecatrônica e Sistemas Mecânicos

Adrian Yu Yoneda

Eduardo Domingo Morales

**Estudo numérico e experimental de falha em
vigas de aço sob condições de impacto**

São Paulo
2009

Adrian Yu Yoneda
Eduardo Domingo Morales

Estudo numérico e experimental de falha em vigas de aço sob condições de impacto

Trabalho de conclusão de curso apresentado à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Graduação em Engenharia Mecatrônica.

Área de concentração:
Mecânica dos sólidos

Orientador: Prof.^a Dr.^a Larissa Driemeier

São Paulo
2009

FICHA CATALOGRÁFICA

Yoneda, Adrian Yu

**Estudo numérico e experimental de falha em vigas de aço
sob condições de impacto / A.Y. Yoneda, E.D. Morales. -- São
Paulo, 2009.**

74 p.

**Trabalho de Formatura - Escola Politécnica da Universidade
de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de
Sistemas Mecânicos.**

**1. Vigas 2. Método dos elementos finitos 3. Simulação 4. Im -
perfeições e falhas dos materiais I. Morales, Eduardo Domingo
II. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento
de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos III. t.**

Aos meus pais, pelo suporte, pela educação e pelos diversos conselhos, ao meu irmão, pelas conversas que me ajudaram nas decisões e à minha namorada, que teve muita paciência e me apoiou bastante durante este trabalho.

Adrian Yu Yoneda

Aos meus pais, pela compreensão e apoio durante a execução deste projeto. Sem eles não seria possível realizar meus sonhos.

Eduardo Domingo Morales

Agradecimentos

À Prof. Dr. Larissa Driemeier, pela orientação e apoio ao longo de todo o projeto, sem os quais certamente este trabalho não atingiria o grau de qualidade que está registrado ao longo das páginas desta monografia.

Aos nossos pais, familiares e amigos, pela compreensão e apoio, pois a dedicação que empregamos no projeto também resultou direta ou indiretamente da ajuda de todas essas pessoas.

Ao Grupo de Mecânica dos Sólidos e Impacto em Estruturas, por nos dispor o laboratório e suas ferramentas para a execução dos ensaios experimentais.

Ao Prof. Dr. Marcílio Alves, por estar sempre presente no laboratório, nos dando conselhos e nos ajudando nas decisões.

Aos colegas do laboratório do GMSIE, por todo o apoio que nos deram, e que inclusive, poderiam ser chamados de co-autores deste trabalho. Agradecemos por todas as explicações detalhadas sobre os procedimentos nos ensaios experimentais, as quais reconhecemos que resultaram de anos de experiência como pesquisadores que trabalham com o objetivo de ampliar as fronteiras do conhecimento no estudo de impacto, contribuindo para o desenvolvimento de estruturas cada vez mais seguras em benefício da sociedade em geral.

Resumo

A aplicação do método de elementos finitos como ferramenta de análise vem crescendo na indústria ao longo dos anos, sendo que uma das áreas em desenvolvimento corresponde ao estudo de impacto e avaliação de capacidade de absorção de energia. O objetivo deste trabalho é estudar a aplicabilidade de diferentes critérios de falha disponíveis em softwares comerciais de elementos finitos na simulação de vigas de aço submetidas a impacto. Inicialmente foi feita a caracterização do material considerado com relação ao modelo constitutivo de Johnson-Cook, através de uma série de testes que envolvem testes de tração e testes de Barra de Hopkinson. A seguir, testes de impacto foram realizados utilizando-se o Martelo de Impacto disponível no Laboratório de Impacto da USP. Todos os testes experimentais realizados foram simulados em elementos finitos e os resultados das simulações foram comparados com os resultados experimentais a fim de verificar a eficiência dos critérios de falha empregados. As simulações envolvem a utilização dos solvers LS-Dyna e Abaqus, com a finalidade de comparar o desempenho de ambos os solvers.

Palavras chave: Impacto, Critérios de Falha, Simulação Numérica, Caracterização de Material.

Abstract

The application of Finite Element Method as an analysis tool is increasing in industry over the years, so that one of the areas of development corresponds to study of impact and assessment of energy absorption capability of materials. The objective of this work is to study the applicability of different failure criterion available in commercial finite element codes, in the simulation of steel beams under impact. Initially, material characterization was done regarding to the constitutive model of Johnson-Cook, through several experimental tests which involve tension tests and Hopkinson Bar tests. Next, impact tests were done using "Impact Hammer" available in USP Impact Laboratory. All experimental tests were simulated using Finite Element Method and simulation results were compared to the experimental ones in order to verify the efficiency of failure criterion employed. Numerical simulations involve the use of solvers LS-Dyna and Abaqus, in order to compare the performance of both solvers.

Keywords : Impact, Failure Criterias, Numerical Simulation, Material Characterization.

Lista de Figuras

Figura 1 - Desenho esquemático indicando as variáveis envolvidas no teste de Barra de Hopkinson	3
Figura 2 - Máquina Instron para testes de tração	9
Figura 3 - Corpo de prova sem entalhe	9
Figura 4 - Corpo de prova com entalhe de 1.25mm de raio	10
Figura 5 - Corpo de prova com entalhe de 10mm de raio	10
Figura 6 - Corpo de prova com extensômetro acoplado ao mesmo	10
Figura 7 - Máquina de corte a água do Laboratório de Mecânica de Rochas	11
Figura 8 - Resultados para testes de tração sem entalhe	12
Figura 9 - Resultados para testes de tração com entalhe de 1.25mm de raio	12
Figura 10 - Resultados para testes de tração com entalhe de 10mm de raio	13
Figura 11 - Corpos de prova antes e após os testes de tração	13
Figura 12 - Equipamentos utilizados na barra de Hopkinson	14
Figura 13 - Corpo de prova posicionado entre as barras	15
Figura 14 - Posicionamento da régua transparente	15
Figura 15 - Deformação em função do tempo das duas barras	16
Figura 16 - Visualização das ondas (a) incidente, (b) refletida e (c) transmitida	16
Figura 17 - Resultados do teste de Barra de Hopkinson a 4 bar (0,4 MPa)	16
Figura 18 - Extensômetro colado na barra	18
Figura 19 - Photron FastCam-APX RS	19
Figura 20 - Esquema do circuito de acionamento	19
Figura 21 - Painel da câmera e saída DC 12 V	21
Figura 22 - Construção do circuito	21
Figura 23 - Sistema de acionamento	22
Figura 24 - Cabo com sensor infravermelho e circuito para ser acoplado à massa de impacto	22
Figura 25 - Circuito da massa de impacto. O LED da direita representa o fotodiodo emissor	23
Figura 26 - Procedimento para obtenção da tensão de escoamento	26
Figura 27 - Ajuste de região plástica à função $A + B \cdot \varepsilon^n$ para o teste 1	27

Figura 28 - Ajuste de região plástica à função $A + B \cdot \varepsilon^n$ para o teste 2	28
Figura 29 - Ajuste de curva por regressão linear, para obtenção da taxa de deformação do teste 1 de tração	29
Figura 30 - Ajuste de curva por regressão linear, para obtenção da taxa de deformação do teste 2 de tração	30
Figura 31 - Gráfico para tensão verdadeira em função da taxa de deformação, para uma deformação verdadeira de 0,06	31
Figura 32 - Ajuste por mínimos quadrados, para correção do parâmetro n	33
Figura 33 - Resultados da simulação do teste 1 de tração sem entalhe	34
Figura 34 - Resultados da simulação no LS-Dyna do teste 1 de tração sem entalhe	36
Figura 35 - Resultados da simulação no LS-Dyna do teste 1 de tração com entalhe de 1.25mm	36
Figura 36 - Resultados da simulação no LS-Dyna do teste 1 de tração com entalhe de 10mm	36
Figura 37 - Resposta quase-estática (teste sem entalhe) superestimada para quarto conjunto de parâmetros	38
Figura 38 - Resultados para teste de tração sem entalhe	39
Figura 39 - Resultados para teste de tração com entalhe de 1,25mm	40
Figura 40 - Resultados para teste de tração com entalhe de 10mm	40
Figura 41 - Malhas de casca para as simulações dos ensaios de tração	41
Figura 42 - Malhas sólidas para as simulações dos ensaios de tração	42
Figura 43 - Malha utilizada na simulação de Barra de Hopkinson	42
Figura 44 - Pulso de pressão aplicado na extremidade da barra de entrada (teste 1 – 2 bar)	43
Figura 45 - Pulso de pressão aplicado na extremidade da barra de entrada (teste 3 – 4 bar)	43
Figura 46 - Viga posicionada para teste no martelo de impacto	45
Figura 47 - Laser posicionado no andar superior do martelo de impacto	46
Figura 48 - Parte embarcada do sensor infravermelho fixado no martelo	46
Figura 49 - Vigas testadas com indentador cilíndrico	47
Figura 50 - Vigas testadas com indentador retangular	48
Figura 51 - 4 vigas testadas no primeiro dia de testes. As vigas estão numeradas de forma crescente (1 a 4) de cima para baixo	49

Figura 52 - 8 vigas testadas no segundo dia de testes. As vigas estão numeradas de forma crescente (5 a 12) de cima para baixo	50
Figura 53 - Valor da triaxialidade no tempo e suas respectivas médias	52
Figura 54 - Resultados das análises de tração sem entalhe com os novos parâmetros	53
Figura 55 - Resultados das análises de tração com entalhe 10mm com os novos parâmetros	53
Figura 56 - Resultados das análises de tração com entalhe 1.25mm com os novos parâmetros	54
Figura 57 - Limite de deformação plástica equivalente em função da triaxialidade	55
Figura 58 - Modelo em elementos finitos do ensaio com martelo de impacto no LS-Dyna	57
Figura 59 - Simulação com critério de falha baseado em tensão principal máxima	57
Figura 60 - Simulação com critério de falha baseado em tensão equivalente máxima	58
Figura 61 - Resultados obtidos após as simulações do teste de martelo com a viga 10	59
Figura 62 - Resultados numéricos e experimentais para o teste com a viga 12	60
Figura 63 - Modelo em elementos finitos da análise no martelo de impacto no Abaqus	61
Figura 64 - Estado de máxima deformação plástica equivalente para a análise da viga 10	61
Figura 65 - Ensaio numérico e experimental comparados no instante de maior deslocamento	62
Figura 66 - Variação das energias interna e cinética no ensaio experimental da viga 12	63
Figura 67 - Variação das energias interna e cinética na análise numérica da viga 12	63

Lista de Tabelas

Tabela 1 - Primeiro conjunto de parâmetros de Johnson-Cook	32
Tabela 2 - Parâmetros B e n resultantes do novo ajuste	32
Tabela 3 - Segundo conjunto de parâmetros de Johnson-Cook	33
Tabela 4 - Terceiro conjunto de parâmetros de Johnson-Cook	35
Tabela 5 - Quarto conjunto de parâmetros de Johnson-Cook	37
Tabela 6 - Quinto conjunto de parâmetros de Johnson-Cook	39
Tabela 7 - Comparaçāo entre medidas finais nos testes de Barra de Hopkinson	44
Tabela 8 - Resultados obtidos nos ensaios com martelo de impacto (2º dia de testes)	50
Tabela 9 - Novos conjuntos de parâmetros de plasticidade de Johnson-Cook	52
Tabela 10 - Resultados das simulações da Barra de Hopkinson com os novos parâmetros	54

Lista de Abreviaturas e Siglas

AISI	American Iron and Steel Institute
BH	Barra de Hopkinson
DC	Direct Current
fps	Frames per second
LED	Light Emitting Diode
MEF	Método dos Elementos Finitos
TTL	Transistor-Transistor Logic
USP	Universidade de São Paulo

Lista de Símbolos

V_1	Velocidade da barra de entrada	m/s
V_2	Velocidade da barra de saída	m/s
ε_s	Deformação do corpo de prova	adimensional
L_s	Comprimento inicial do corpo de prova	m
C_0	Velocidade da onda elástica	m/s
E	Módulo de elasticidade	Pa
ρ	Densidade	kg/m^3
ε_I	Deformação incidente	adimensional
ε_R	Deformação refletida	adimensional
ε_T	Deformação transmitida	adimensional
σ_s	Tensão no corpo de prova	Pa
F_1	Força aplicada pela barra de entrada no corpo de prova	N
F_2	Força aplicada pela barra de saída no corpo de prova	N
A_s	Área da seção transversal do corpo de prova	m^2
A_b	Área da seção transversal da barra	m^2
E_b	Módulo de elasticidade da barra	Pa
d_s	Diâmetro do corpo de prova	m
A	Constante do material para o modelo de Johnson-Cook	Pa
B	Constante do material para o modelo de Johnson-Cook	Pa
n	Constante do material para o modelo de Johnson-Cook	adimensional
C	Constante do material para o modelo de Johnson-Cook	adimensional
m	Constante do material para o modelo de Johnson-Cook	adimensional
$\dot{\varepsilon}_0$	Taxa de deformação referente	s^{-1}
T_r	Temperatura de referência	K
T_m	Temperatura de fusão do material	K
D	Dano no material	adimensional

ε_{eq}	Deformação plástica equivalente	adimensional
ε_f	Deformação na fratura	adimensional
D_1	Constante do material para o modelo de Johnson-Cook	adimensional
D_2	Constante do material para o modelo de Johnson-Cook	adimensional
D_3	Constante do material para o modelo de Johnson-Cook	adimensional
D_4	Constante do material para o modelo de Johnson-Cook	adimensional
D_5	Constante do material para o modelo de Johnson-Cook	adimensional
σ^*	Estado de triaxialidade	adimensional
R	Raio	m
σ_V	Tensão verdadeira	Pa
ε_V	Deformação verdadeira	adimensional
σ_{eng}	Tensão de engenharia	Pa
ε_{eng}	Deformação de engenharia	adimensional
σ_{esc}	Tensão de escoamento	Pa

Sumário

Resumo	i
Abstract	ii
Lista de Figuras	iii
Lista de Tabelas	vi
Lista de Abreviaturas e Siglas	vii
Lista de Símbolos	viii
1. Introdução	1
2. Fundamentos teóricos	2
2.1. Modelagem matemática da Barra de Hopkinson	2
2.2. Modelo de Johnson e Cook	6
3. Ensaios experimentais (parte 1)	9
3.1. Testes de tração	9
3.2. Ensaios dinâmicos com Barra de Hopkinson	14
4. Sistema de aquisição	18
4.1. Aquisição de dados e imagens	18
4.2. Circuito de acionamento	19
4.3. Circuito de aquisição de dados do martelo	22
4.4. Programa de aquisição de dados do extensômetro e do laser	23
5. Procedimento de caracterização	24
5.1 Tratamento inicial dos dados dos testes de tração	24
5.2. Tratamento para obtenção do primeiro conjunto de parâmetros	28
5.3. Tratamento para obtenção do segundo conjunto de parâmetros	32
5.4. Tratamento para obtenção do terceiro conjunto de parâmetros	34
5.5. Tratamento para obtenção do quarto conjunto de parâmetros	37
5.6. Tratamento para obtenção do quinto conjunto de parâmetros	38

6. Simulações dos testes experimentais (parte 1)	41
6.1. Simulação dos ensaios de tração	41
6.2. Simulação dos testes de Barra de Hopkinson	42
7. Ensaios experimentais (parte 2)	45
7.1. Preparação do martelo de impacto para os testes definitivos	45
7.2. Configurações dos filtros e amplificadores	48
7.3. Execução de ensaios finais com o martelo de impacto	48
8. Calibração de critérios de falha	51
8.1. LS-Dyna	51
8.2. Abaqus	51
9. Simulações dos testes experimentais (parte 2)	56
9.1. Simulações dos testes com martelo de impacto utilizando o software LS-Dyna	56
9.1.1. Simulação da viga 10 em teste com martelo de impacto (com falha)	57
9.1.1.1. Falha baseada em tensão principal máxima	57
9.1.1.2. Falha baseada em tensão equivalente máxima	58
9.1.1.3. Falha baseada em máxima deformação principal e máxima deformação de cisalhamento	58
9.1.1.4. Conclusões sobre os critérios de falha utilizados (LS-Dyna)	59
9.1.2. Simulação da viga 12 em teste com martelo de impacto (sem falha)	59
9.2. Simulação dos teste com o martelo de impacto (Abaqus)	60
9.2.1. Simulação da viga 10 em teste com martelo de impacto	61
9.2.2. Simulação da viga 12em teste com o martelo de impacto	62
10. Discussões e Conclusões	64
10.1. Conclusões	64
10.2. Trabalhos futuros	65
Referências Bibliográficas	66
APÊNDICE A - Arquivos .m	69

A.1. Aquisição de dados - Barra de Hopkinson	69
A.2. Aquisição de dados - Laser	71

1. Introdução

O método de elementos finitos (MEF) tem sido cada vez mais empregado tanto na indústria como no meio acadêmico com a finalidade de se avaliar a resposta de estruturas sob diferentes condições de carregamento.

Nesse contexto, insere-se a utilização do MEF em problemas de análise estrutural, principalmente na simulação de estruturas submetidas a impacto. Tais simulações visam avaliar a capacidade de absorção de energia de determinadas estruturas quando submetidas a impacto, como por exemplo, a parte frontal de um automóvel, uma estrutura de blindagem, entre outras. Desse modo, a simulação em engenharia possibilita economia de tempo e dinheiro, pois diminui o número de testes experimentais necessários para avaliar o desempenho de estruturas.

No entanto, para que as simulações sejam capazes de prever com boa acurácia os resultados reais, é necessário que seja feito um programa de ensaios experimentais com a finalidade de caracterizar o modelo numérico de material utilizado no software de elementos finitos.

Este trabalho de conclusão de curso consiste no estudo numérico e experimental de falha em vigas de aço submetidas a impacto. Para atingir tal objetivo, foi planejada a execução de ensaios experimentais e foram feitos os procedimentos de caracterização necessários visando a determinação dos parâmetros dos modelos de material empregados neste projeto. O aço considerado é uma liga inox de nome AISI 304, utilizada em estruturas de blindagem.

2. Fundamentos teóricos

Os fundamentos teóricos utilizados neste trabalho são da Barra de Hopkinson e do modelo de material utilizado (Johnson-Cook), que são explicados a seguir.

2.1. Modelagem matemática da Barra de Hopkinson

O teste de Barra de Hopkinson é um teste idealizado com a finalidade de se obter a resposta dinâmica de um material quando submetido a altas taxas de deformação. O teste, esquematizado na Figura 1, consiste de três barras cilíndricas, a barra incidente, a de entrada e a de saída. O corpo de prova, com simetria axial, é colocado entre a barra de entrada e a barra de saída. Para realizar o teste dispara-se o *striker* (barra incidente) em alta velocidade, através de um tubo, impulsionado por ar comprimido armazenado em um vaso de pressão. Quando o *striker* colide com a barra de entrada, um pulso incidente (de compressão) é gerado na última e se propaga através dela com velocidade proporcional à raiz quadrada do módulo de elasticidade dividido pela densidade do aço das barras. Quando o pulso incidente atinge a interface barra de entrada-espécime, parte do pulso sofre reflexão com inversão de fase e parte do pulso é transmitido para o corpo de prova. O pulso transmitido mantém sua fase continuando a ser um pulso de compressão. O pulso refletido para a barra de entrada passa a ser um pulso de tração, e sofre inúmeras reflexões nas extremidades da barra, sempre com inversão de fase, mudando de caráter de compressão para tração ou vice-versa. O pulso que é transmitido para o corpo de prova se propaga através dele até encontrar a nova interface espécime-barra de saída. Como antes um fenômeno de reflexão com transmissão parcial do pulso ocorre nessa interface, sendo o pulso transmitido para a barra de saída um pulso de compressão.

Na Barra de Hopkinson convencional, os dados de deformação são obtidos pela medição da diferença de velocidade das extremidades do corpo de prova, V_1 e V_2 , indicadas na Figura 1.

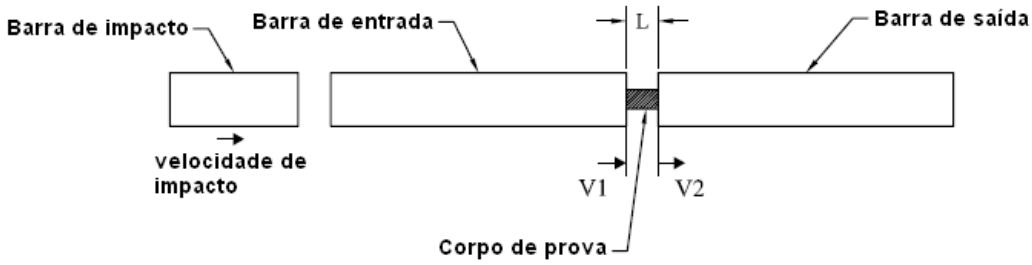


Figura 1 - Desenho esquemático indicando as variáveis envolvidas no teste de Barra de Hopkinson

À medida que o pulso de tensão percorre o corpo de prova, a distância entre as barras de entrada e saída diminui, já que $V_1 > V_2$ no processo. A taxa de deformação pode ser calculada como:

$$\frac{d\varepsilon_s}{dt} = \frac{V_1 - V_2}{L_s} \quad (1)$$

Onde L_s é o comprimento inicial do corpo de prova. Na prática a medida da velocidade na extremidade das barras é difícil, de modo que é usado um novo modelo para a propagação de ondas nas barras. Os pulsos de tensão nas barras, assim como as ondas sonoras, são ondas longitudinais cuja velocidade é dada por:

$$C_0 = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (2)$$

Onde C_0 é a velocidade dos pulsos de tensão, E é o módulo de elasticidade do material e ρ é a densidade do material das barras. Para determinar a tensão, a deformação e a taxa de deformação do corpo de prova, são usados a deformação incidente $\varepsilon_I(t)$, a deformação refletida $\varepsilon_R(t)$ e a deformação transmitida $\varepsilon_T(t)$, gerados pelo pulso incidente (de compressão), pulso refletido (de tração) e pulso transmitido (de compressão), respectivamente, e medidos por meio de extensômetros colocados nas barras. As velocidades nas extremidades do corpo de prova estão relacionadas às deformações por:

$$V_1 = C_0 \varepsilon_I \quad em(t=0) \quad (3)$$

$$V_2 = C_0 \varepsilon_T \quad (4)$$

Como em $t = 0$ as ondas incidente e refletida se sobrepõem a velocidade V_1 é reduzida e é dada por:

$$V_1 = C_0 (\varepsilon_I - \varepsilon_R) \quad (5)$$

Assim a taxa de deformação torna-se:

$$\dot{\varepsilon}_s(t) = \frac{C_0}{L_s} (\varepsilon_I - \varepsilon_R - \varepsilon_T) \quad (6)$$

se as barras forem feitas do mesmo material. A tensão no corpo de prova é dada por:

$$\sigma_s = \frac{F_1(t) + F_2(t)}{2A_s} \quad (7)$$

Onde F_1 e F_2 são as forças aplicadas nas faces do corpo de prova pelas barras e A_s é a área da seção transversal do mesmo. As forças nas barras estão relacionadas às deformações por:

$$F_1 = A_b E_b (\varepsilon_I + \varepsilon_R) \quad (8)$$

$$F_2 = A_b E_b (\varepsilon_T) \quad (9)$$

e a tensão torna-se:

$$\sigma_s = \frac{A_b E_b}{2A_s} (\varepsilon_I + \varepsilon_R + \varepsilon_T) \quad (10)$$

Onde A_b e E_b são respectivamente a área de seção transversal e o módulo de elasticidade do material das barras. Para ocorrência de equilíbrio, $F_1 = F_2$ e $\varepsilon_I + \varepsilon_R = \varepsilon_T$ simplificam as equações em:

$$\sigma_s = E_b \frac{A_b}{A_s} \varepsilon_T \quad (11)$$

$$\dot{\varepsilon}_s = -2 \frac{C_0}{L_s} \varepsilon_R \quad (12)$$

$$\varepsilon_s = -2 \frac{C_0}{L_s} \int_0^t \varepsilon_R dt \quad (13)$$

Deve-se salientar que as equações foram deduzidas com base nas seguintes hipóteses:

- As barras não sofrem deformação plástica durante o teste;
- Não ocorre atenuação ou dispersão dos pulsos de tensão;
- O pulso de tensão é uniforme ao longo da seção transversal das barras;
- O corpo de prova permanece em equilíbrio durante o teste.

A primeira hipótese tem como base o fato de as ondas consideradas no equacionamento serem ondas elásticas. A segunda hipótese tem importância no sentido de que se houvesse alguma forma de atenuação ou dispersão das ondas, as deformações medidas pelos extensômetros não corresponderiam às deformações que ocorrem na interface barra – corpo de prova. A terceira hipótese considera que a onda é unidimensional (onda puramente longitudinal) de forma que se a pressão e deslocamento ao longo da seção transversal variassem, a onda seria distorcida. É sugerido que a onda torna-se totalmente desenvolvida à distância de quatro (**Davies [1]**) a dez (**Follansbee [2]**) diâmetros de barra a partir da interface. A quarta hipótese considera que a amostra (corpo de prova) deve estar em equilíbrio durante o teste, caso contrário poderia ocorrer deformação não homogênea. Para alcançar tal condição de equilíbrio o corpo de prova deve ser suficientemente pequeno para

que a pressão ao longo do mesmo seja aproximadamente constante. Em geral considera-se que tal condição é alcançada satisfatoriamente quando a razão entre o comprimento e o diâmetro do corpo de prova L_s/d_s for menor que 1,6.

2.2. Modelo de Johnson e Cook

Johnson e Cook [3] propuseram um modelo, que devido à sua simplicidade em comparação com outros modelos é frequentemente utilizado na análise de impacto. O modelo de Johnson e Cook original leva em consideração no cálculo da tensão equivalente o encruamento devido à deformação e à taxa de deformação, além da fluência devido ao aumento da temperatura. Tal relação constitutiva é dada por:

$$\sigma = \left[A + B\dot{\varepsilon}^n \right] \cdot \left[1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad (14)$$

Onde A, B, C, m e n são constantes do material e devem ser determinadas experimentalmente por meio de processo de caracterização. No modelo, T_m é a temperatura de fusão do material, T_r é a temperatura de referência na qual σ_0 é medido, $\dot{\varepsilon}$ é a taxa de deformação e $\dot{\varepsilon}_0$ é a taxa de deformação de referência. O modelo de Johnson e Cook é amplamente empregado devido à simplicidade de obtenção das constantes do modelo, em comparação com outros modelos. Tal simplicidade está ligada ao fato dos efeitos de encruamento e de fluência estarem “desacoplados” no modelo constitutivo, ou seja, considera-se que tais efeitos sejam independentes. O acoplamento dos efeitos de encruamento e de fluência, a dano estrutural por exemplo, gera resultados mais realistas, porém a diferença nos resultados do modelo acoplado com o desacoplado não chega a ser significativa a ponto de valer a pena obterem-se as constantes do modelo acoplado.

Em paralelo ao modelo desenvolveu-se um critério de falha conhecido como critério de falha de Johnson e Cook, baseado na evolução do dano no material, que é dado por:

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_{eq}}{\varepsilon_f} \quad (15)$$

Onde $\Delta \varepsilon_{eq}$ é o incremento na deformação plástica acumulada equivalente que ocorre durante um incremento de carregamento e ε_f é a deformação de fratura. O modelo teórico considera que a falha ocorre quando D se iguala à unidade. Este modelo é dito desacoplado (com relação ao dano e lei constitutiva). Neste caso, em uma análise em elementos finitos, quando D alcança um valor crítico, as tensões no elemento considerado são anuladas e o mesmo pode ser removido da malha. O parâmetro ε_f é dado por:

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \cdot \exp(D_3 \cdot \sigma^*)] \cdot \left[1 + D_4 \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right] \cdot \left[1 + D_5 \cdot \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right) \right] \quad (16)$$

Onde σ^* é a razão entre a pressão no elemento dividida pela tensão efetiva (de von Mises):

$$\sigma^* = \frac{p}{\sigma_{ef}} \quad (17)$$

Os parâmetros de D_1 a D_5 são constantes que caracterizam esse critério de falha e que precisam ser determinados. Neste projeto, devido a algumas considerações importantes, o processo de caracterização foi feito com relação aos modelos de Johnson-Cook simplificados, dados a seguir:

$$\sigma = [A + B\varepsilon^n] \cdot \left[1 + C \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right] \quad (18)$$

$$\varepsilon_f = D_1 + D_2 \cdot \exp(D_3 \cdot \sigma^*) \quad (19)$$

Esse modelo considera que a resposta estrutural de um material independe da temperatura. Embora os efeitos de temperatura existam em taxas de deformação

moderadas (da ordem de $10^4 s^{-1}$), os mesmos se tornam significativos apenas a uma taxa de deformação muito mais elevada (obtida com explosivos). A parte dependente da taxa de deformação no modelo de falha também foi desconsiderado pela ausência de dados experimentais que tivessem ocorrido fratura à alta taxa de deformação.

Os criadores do modelo de Johnson-Cook, em seu trabalho inicial [3] que envolveu a caracterização de diferentes materiais usando seu modelo constitutivo, assumiram que o parâmetro m , que considera a influência da temperatura, era unitário para diferentes tipos de materiais, principalmente para os metais. Esse fato ocorreu após constatarem de que na verdade o parâmetro m variava linearmente em baixas temperaturas, passando a ter comportamento não linear a partir de temperaturas mais elevadas. Desse modo, assumindo comportamento linear para m , os criadores do modelo constitutivo não precisaram propor um novo modelo de material. Na verdade, a influência da temperatura na plasticidade possui uma expressão matemática mais complexa do que a empregada no modelo de Johnson-Cook original [4].

3. Ensaios experimentais (parte 1)

3.1. Testes de tração

O aço em estudo neste projeto é uma liga de aço inox AISI 304, disponível em chapas de 3mm de espessura. Nesta primeira fase do projeto, foram realizados testes de tração com espécimes desse material na máquina Instron do Laboratório de Impacto, ilustrada na Figura 2.



Figura 2 - Máquina Instron para testes de tração

Tais testes foram executados com espécimes com e sem entalhe do material considerado, cujas dimensões são apresentadas nas Figuras 3, 4 e 5.

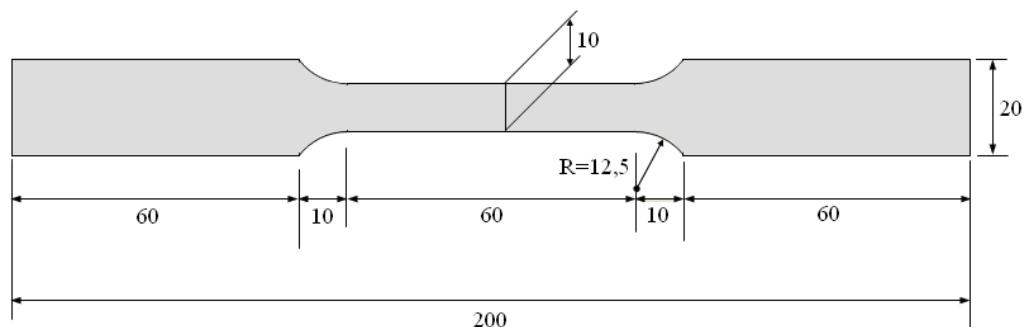


Figura 3 - Corpo de prova sem entalhe

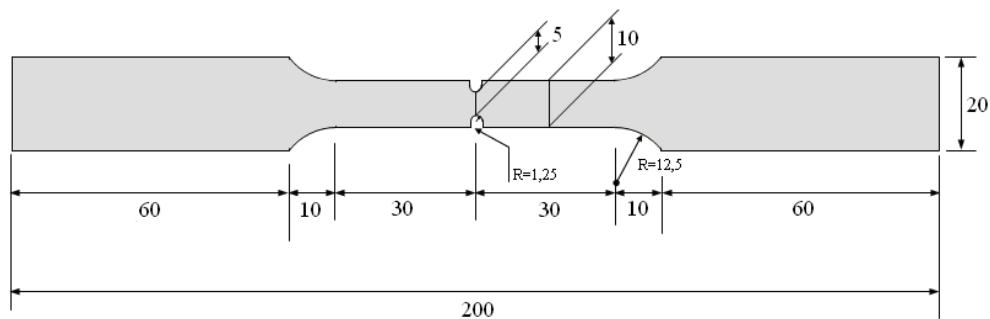


Figura 4 - Corpo de prova com entalhe de 1.25mm de raio

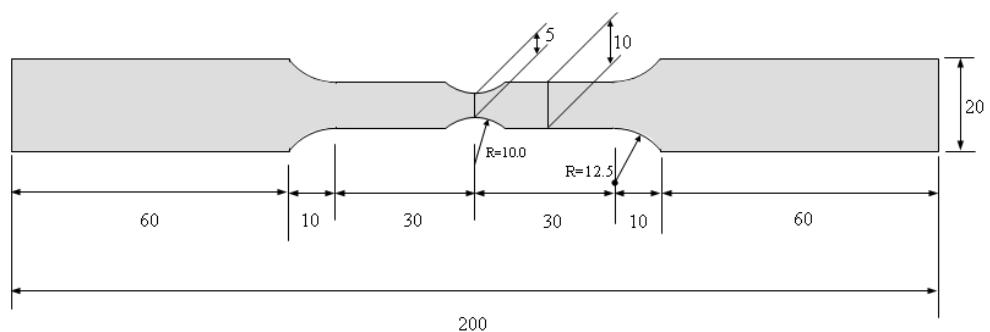


Figura 5 - Corpo de prova com entalhe de 10mm de raio

Para a execução dos ensaios de tração foram utilizados extensômetros acoplados aos corpos de prova, como ilustrado na Figura 6.

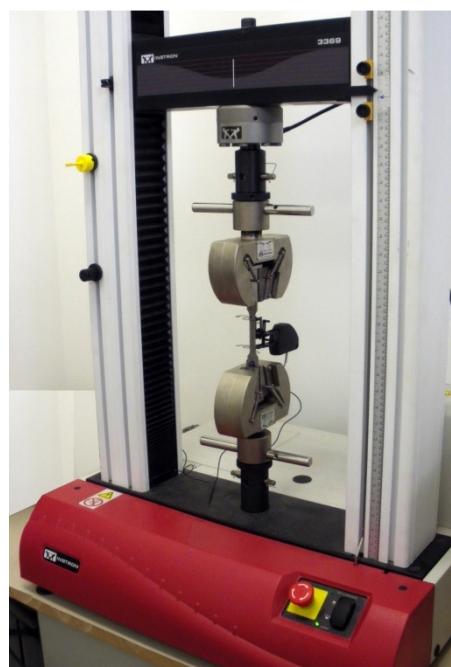


Figura 6 - Corpo de prova com extensômetro acoplado ao mesmo

Inicialmente, foram fabricados corpos de prova na máquina de corte a água do Laboratório de Mecânica de Rochas (Figura 7), no entanto, tais espécimes apresentaram seção transversal trapezoidal em função das características do jato de água que executa o corte. Assim, optou-se pela fabricação de corpos de prova em uma empresa especializada em usinagem, obtendo-se corpos de prova com uma qualidade superior.



Figura 7 - Máquina de corte a água do Laboratório de Mecânica de Rochas

Nos resultados dos primeiros ensaios de tração, utilizando os corpos de prova usinados no Laboratório de Mecânica de Rochas, foram constatados valores incorretos de módulo de elasticidade em relação aos valores encontrados na literatura.

Dessa forma, os ensaios de tração com corpos de prova definitivos foram feitos com carregamento e descarregamento cíclico na região elástica da curva tensão deformação, obtendo-se curvas iniciais de descarregamento cujo módulo elástico extraído era menor que o valor esperado, enquanto que as curvas finais de carregamento apresentaram valores cada vez mais coerentes com o módulo elástico esperado do aço, até que após um determinado número de carregamentos e descarregamentos em regime elástico a máquina prosseguia de forma a tracionar o espécime até a ruptura.

Assim, acredita-se que o ajuste contínuo do módulo elástico se deve ao fato das folgas na máquina serem progressivamente eliminadas, até um ponto em que é possível obter dados coerentes para o aço.

Os resultados para os testes de tração são apresentados nas Figuras 8, 9 e 10. Verifica-se repetibilidade entre os diferentes resultados de ensaios de tração para um mesmo tipo de espécime.

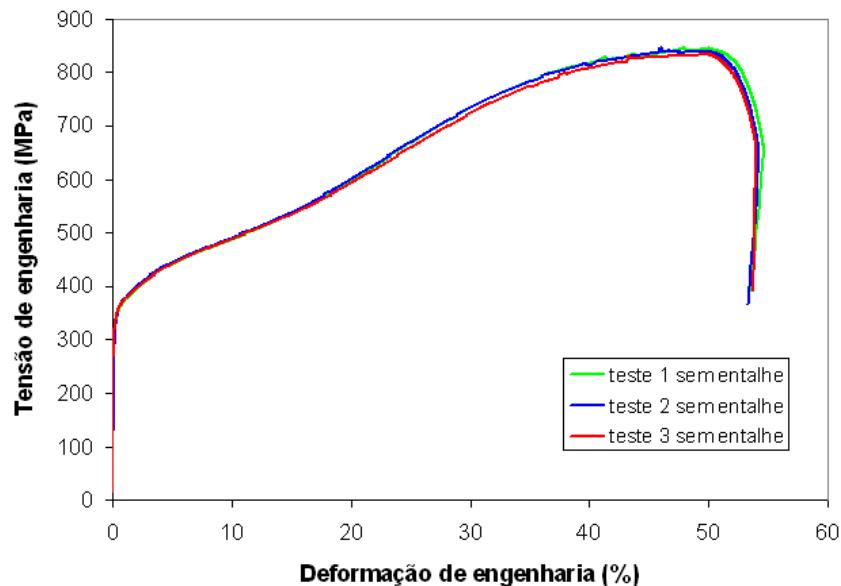


Figura 8 - Resultados para testes de tração sem entalhe

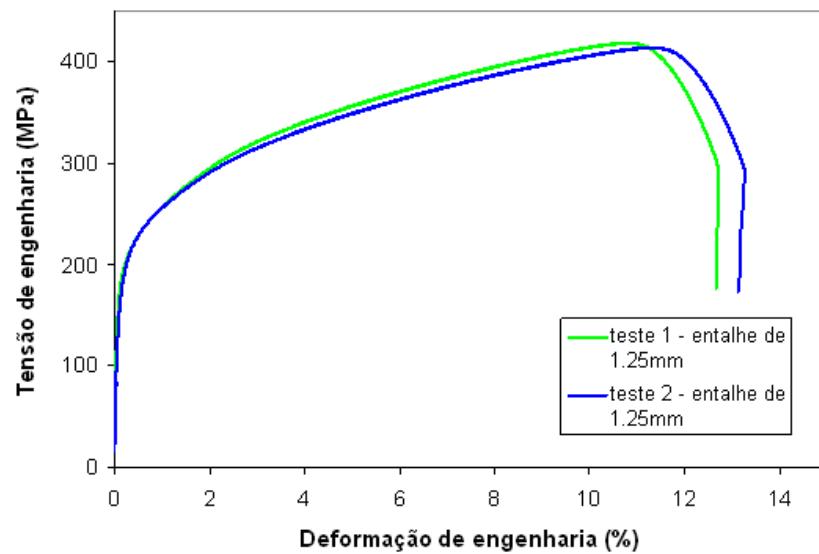


Figura 9 - Resultados para testes de tração com entalhe de 1.25mm de raio

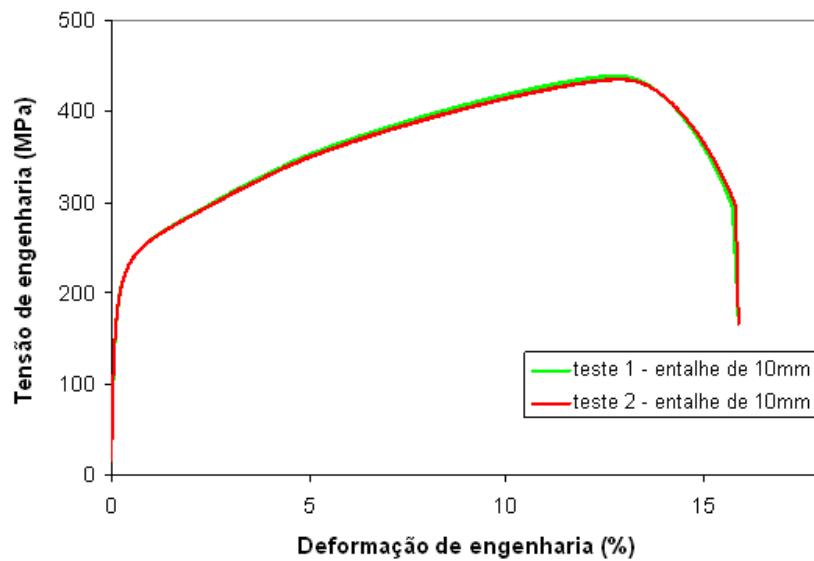


Figura 10 - Resultados para testes de tração com entalhe de 10mm de raio

Uma comparação entre medidas para os corpos de prova com e sem ruptura pode ser feita na Figura 11, na qual são colocados lado a lado os corpos de prova com entalhes diferentes.

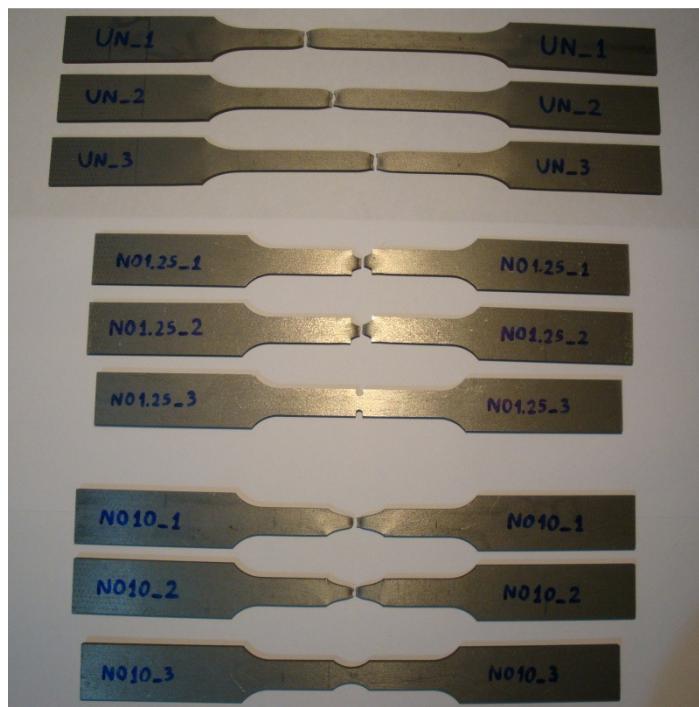


Figura 11 - Corpos de prova antes e após os testes de tração

Foram executados ensaios de tração de espécimes com entalhe a fim de calibrar o modelo de falha de Johnson-Cook, que corresponde a um dos critérios de falha estudados neste trabalho.

3.2. Ensaios dinâmicos com Barra de Hopkinson

Os ensaios dinâmicos foram feitos na barra de Hopkinson do Laboratório de Impacto. Uma imagem com os equipamentos utilizados para esse teste pode ser vista na Figura 12.

Foram realizados 3 testes dinâmicos com a barra de Hopkinson, de forma que esses testes foram efetuados sem a presença de lubrificante entre o corpo de prova e as barras. Quando lubrificante é utilizado, é possível ocorrer rompimento do filme lubrificante em determinadas regiões, causando a expansão radial desigual de partes do espécime e deformação não homogênea. O corpo de prova utilizado foi um anel de 3mm de espessura, com 20mm de diâmetro externo e 17mm de diâmetro interno. A montagem do corpo de prova entre as barras pode ser verificada na Figura 13.

Nestes ensaios, foi utilizado o circuito de sincronização de dados projetado neste projeto, cujo funcionamento será detalhado em seções subsequentes.

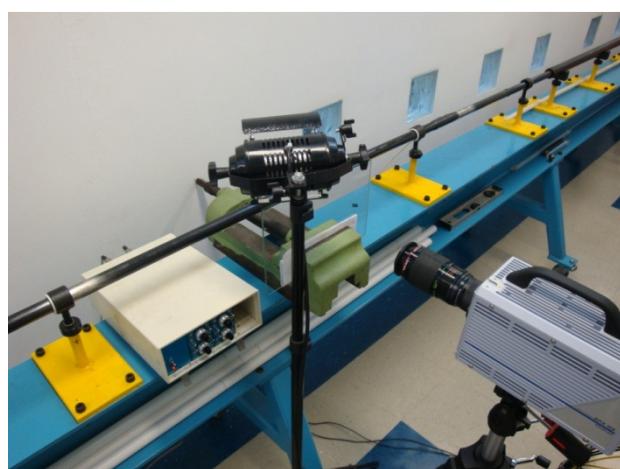


Figura 12 - Equipamentos utilizados na barra de Hopkinson

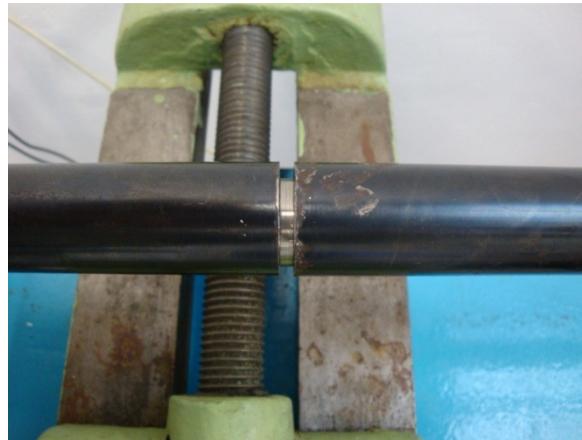


Figura 13 - Corpo de prova posicionado entre as barras

A fim de ser possível obter o deslocamento da interface barra/corpo de prova durante o teste, a partir das imagens adquiridas com a câmera, foi posicionada uma régua transparente próxima às barras, como pode ser visto na Figura 14. A régua foi presa com barbante ao teto do laboratório, com o propósito de manter a régua posicionada próximo das barras para ser possível obter foco nas marcações da régua.

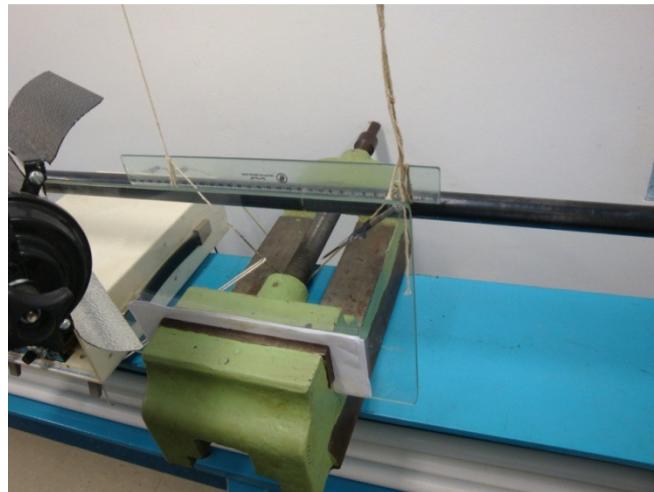


Figura 14 - Posicionamento da régua transparente

Dentre os ensaios realizados, foi escolhido para análise (e para o procedimento de caracterização) o ensaio com 4 bar (0,4 MPa) de pressão, cujos resultados são apresentados nas Figuras 15, 16 e 17.

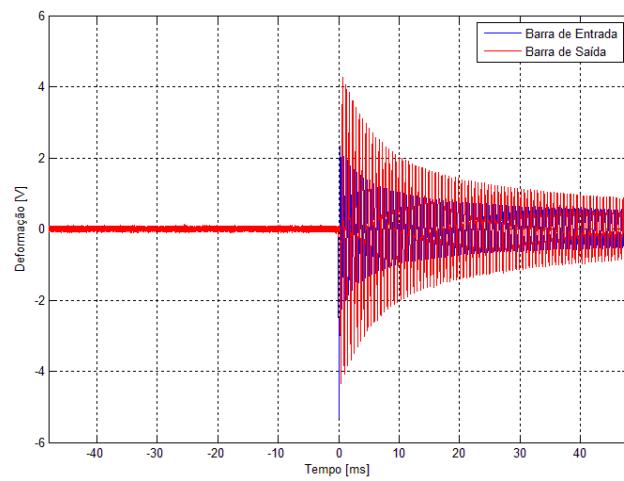


Figura 15 - Deformação em função do tempo das duas barras

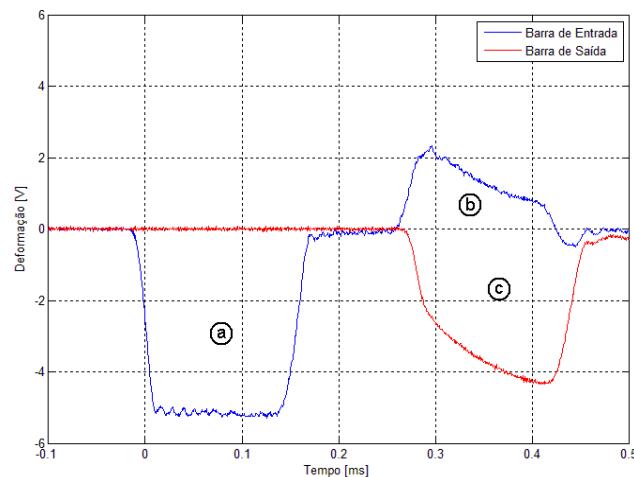


Figura 16 - Visualização das ondas (a) incidente, (b) refletida e (c) transmitida

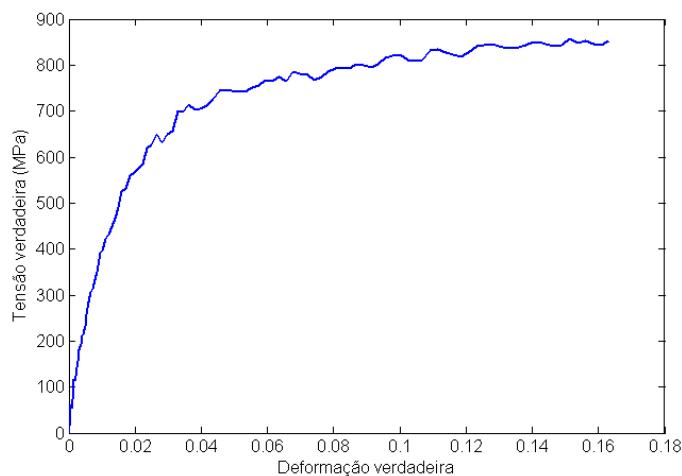


Figura 17 - Resultados do teste de Barra de Hopkinson a 4 bar (0,4 MPa)

Este ensaio apresentou uma taxa de deformação média avaliada em 2000 s^{-1} . Foram executados também outros dois ensaios, ambos com 2 bar (0,2 MPa) de pressão no disparo do striker, cujos resultados apenas foram utilizados na fase de simulação dos testes experimentais de Barra de Hopkinson.

4. Sistema de aquisição

4.1. Aquisição de dados e imagens

A aquisição de dados para os ensaios de tração é feita diretamente da máquina Instron. Uma tabela contendo dados de carga e deformação é exportada pelo software da máquina e depois tratada utilizando o software MATLAB.

Nos ensaios com a barra de Hopkinson, os dados são adquiridos a partir de extensômetros, fixados na região central das barras de entrada e de saída, conforme a Figura 18. Os sinais são adequados para a aquisição com a utilização de ponte de Wheatstone e um amplificador de sinais.



Figura 18 - Extensômetro colado na barra

Nos ensaios com o martelo de impacto, a aquisição de dados foi feita com a utilização de um vibrômetro baseado em interferometria a laser da Polytec. Este equipamento utiliza o efeito *doppler* para adquirir dados de deslocamento e velocidade instantânea de um objeto.

A aquisição de imagens em alta velocidade foi feita com a utilização da Photron FastCam-APX RS, mostrada na Figura 19. Com este equipamento, é possível capturar imagens a até 250000 quadros por segundo (*fps*).



Figura 19 - Photron FastCam-APX RS

Tendo em vista que as aquisições de dados e imagens são feitas de forma independente e em equipamentos distintos, a correlação entre os resultados passa a ser difícil e trabalhosa. Assim, foi projetado um acionamento simultâneo em forma de circuito, detalhado a seguir.

4.2. Circuito de acionamento

O circuito foi projetado com o objetivo de inicializar a aquisição de dados e imagens de forma síncrona e concentrada somente no período desejado. Um esquema do circuito pode ser visto na Figura 20.

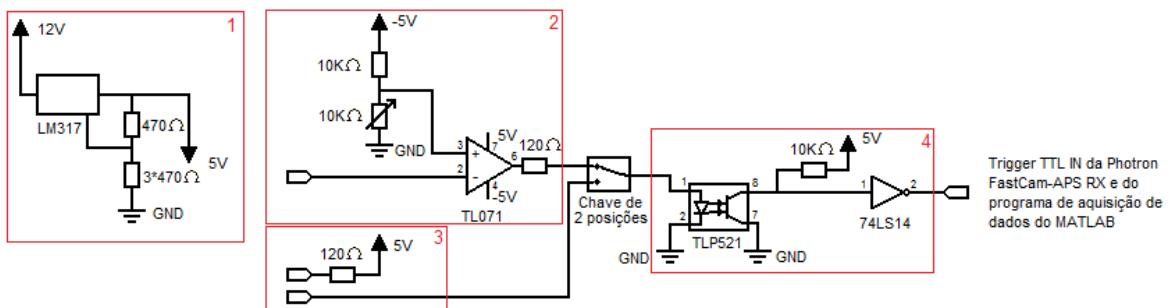


Figura 20 - Esquema do circuito de acionamento

O circuito pode ser identificado em 4 blocos, como na figura:

1. Retificador de tensão

A alimentação principal do circuito é feita a partir de uma saída DC da câmera de alta velocidade, de 12 V, que pode ser identificada na Figura 21. Essa tensão é retificada para 5 V para que todo o circuito seja alimentado.

2. Circuito de comparação para o ensaio na barra de Hopkinson

Este bloco do circuito foi projetado para que o acionamento da aquisição de dados no ensaio na barra de Hopkinson fosse possível apenas comparando o sinal adquirido no extensômetro da barra incidente. Devido ao fato do sinal de compressão ser, por definição, negativo, foi-se necessário a inclusão de uma alimentação secundária de 5V, através das entradas banana, para que fosse possível criar uma fonte simétrica. A tensão de comparação para o acionamento pode ser ajustado, alterando-se a resistência do potenciômetro acoplado ao circuito.

3. Circuito de acionamento para o ensaio no martelo de impacto

Esta parte do circuito foi projetada para simplificar o acionamento da aquisição de dados no ensaio no martelo de impacto, sendo necessário somente fechar o circuito, ou seja, fazer um curto-círcuito na entrada do martelo. Para isso, foram utilizados sensores ópticos (fotodiodos), afixados nas guias do martelo. Durante os ensaios, verificou-se que a luz utilizada na iluminação do ensaio gerava interferência no sensor, assim o mesmo foi coberto com um cone de fita isolante, o que impediu disparos inesperados do sistema de aquisição.

4. Circuito de Trigger

Composto por um foto-acoplador e um inversor, recebe um sinal *Transistor-Transistor Logic(TTL)* do circuito do martelo ou da barra de Hopkinson e solta um sinal também em TTL, em função da entrada. Quando o sinal no foto-acoplador vai para o nível lógico 1 (2.2 ~ 5 V) a saída também vai para o nível lógico 1, acionando os sistemas de aquisição de dados e imagens.



Figura 21 - Painel da câmera e saída DC 12 V

Na Figura 22 encontra-se um esquema da forma como o circuito foi construído na placa e na Figura 23 pode-se verificar o sistema de acionamento de aquisições pronto.

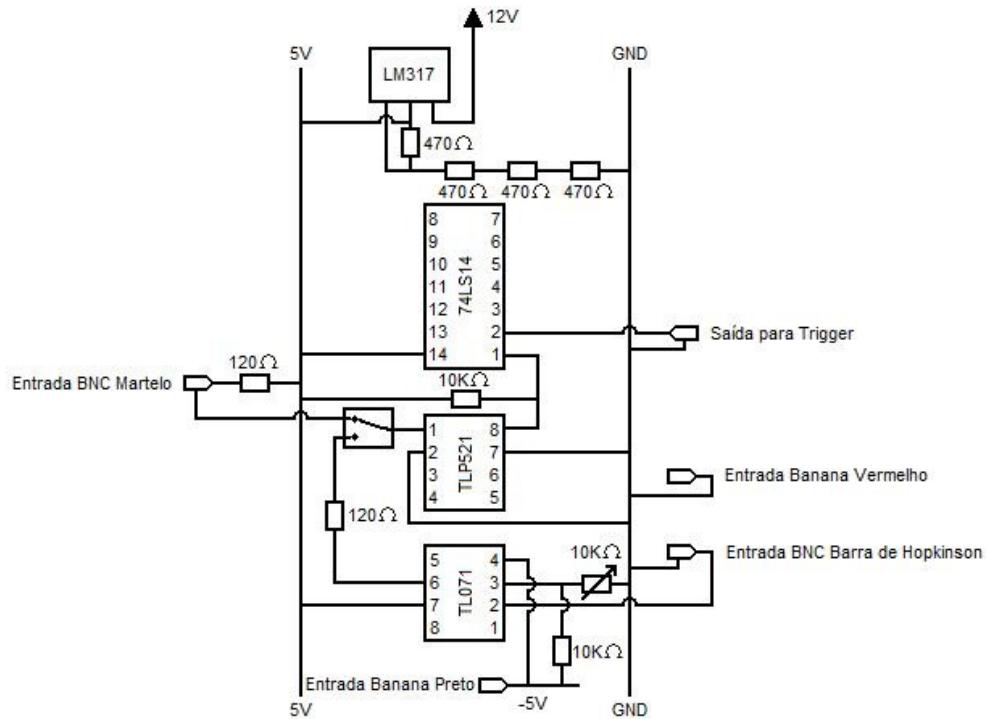


Figura 22 - Construção do circuito



Figura 23 - Sistema de acionamento

4.3. Circuito de aquisição de dados do martelo

Como parte do desenvolvimento do circuito de aquisição de dados do martelo de impacto, construiu-se um cabo com um sensor infravermelho em uma extremidade e um circuito para ser acoplado à massa de impacto do martelo de impacto, conforme Figura 24.



Figura 24 - Cabo com sensor infravermelho e circuito para ser acoplado à massa de impacto

O sensor infravermelho do cabo é um fotodiodo receptor, enquanto que o circuito para ser acoplado à massa de impacto possui um cabo com um fotodiodo emissor na extremidade. Assim, a função desse circuito embarcado é emitir o sinal infravermelho que será detectado pelo fotodiodo receptor, o que será responsável pelo sinal de *trigger* que iniciará a aquisição de dados do laser por parte do MATLAB e a filmagem por parte da câmera de alta velocidade.

O circuito embarcado é bastante simples, e o esquema elétrico do mesmo é apresentado na Figura 25.

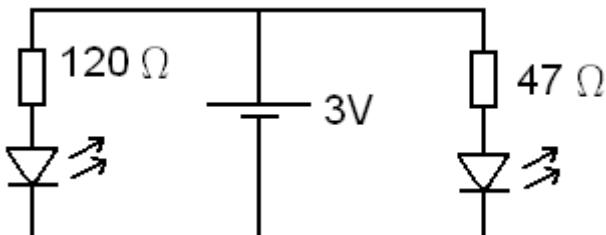


Figura 25 - Circuito da massa de impacto. O LED da direita representa o fotodiodo emissor

4.4. Programa de aquisição de dados do extensômetro e do laser

Os sinais adquiridos pelo laser são recebidos pelo computador através de uma placa de aquisição da National Instruments e depois tratados com a utilização da ferramenta MATLAB, da Mathworks. Os códigos implementados para o tratamento de dados do extensômetro e do laser encontram-se nos Anexos 1 e 2, respectivamente.

A rotina implementada no MATLAB, quando executada, define algumas variáveis pré-determinadas e aguarda por um sinal de *trigger* no Canal 2. Esse sinal é percebido quando o valor de entrada do *trigger* passar o valor definido pelo usuário. Após esse sinal, a aquisição de dados é iniciada, executando por um período de tempo igual à razão entre a quantidade de pontos a serem adquiridos e a taxa de aquisição, ambos pré-definidos no programa.

Após o término da aquisição, os dados da barra de Hopkinson são tratados para a obtenção da curva tensão em função da deformação do espécime durante o ensaio. Para o caso dos dados do laser, estes são tratados de forma a se obter grandezas importantes para a análise do impacto, tais como velocidade, força e energia. Essas grandezas são plotadas em função do tempo, possibilitando a análise dos resultados.

5. Procedimento de caracterização

A caracterização do aço considerado, feita através de ajuste de curvas por regressão e verificação por simulação numérica dos ensaios experimentais, conduziu a mais de um conjunto de parâmetros para o modelo de Johnson-Cook. Isso se deve ao fato da inexistência de um conjunto único de parâmetros que representasse com exatidão o comportamento do material em todos os ensaios experimentais realizados. No entanto, a fim de ilustrar o caminho seguido até ser obtido o conjunto de parâmetros que apresentasse melhor desempenho, será explicado também o passo a passo na obtenção dos demais conjuntos de parâmetros.

5.1 Tratamento inicial dos dados dos testes de tração

Os cálculos nesta seção que utilizam dados de testes de tração na verdade utilizam os dados dos testes de tração sem entalhe.

Os programas de elementos finitos trabalham com tensões e deformações verdadeiras, que levam em consideração a variação das dimensões da seção transversal do corpo de prova. Assim, os resultados dos testes de tração sem entalhe foram convertidos para tensões e deformações verdadeiras utilizando-se as fórmulas:

$$\sigma_V = \sigma_{eng} \cdot (1 + \varepsilon_{eng}) \quad (20)$$

$$\varepsilon_V = \ln(1 + \varepsilon_{eng}) \quad (21)$$

Tal que σ_{eng} e ε_{eng} são as correspondentes tensão e deformação de engenharia. Para o cálculo do módulo de elasticidade e parâmetro A (tensão de escoamento), os dados não precisam ser transformados, de forma que são utilizados os dados de tensão-deformação de engenharia.

Para o cálculo do módulo de elasticidade os dados foram transferidos até o MATLAB, sendo considerados os valores até a deformação de 0,04%. A seguir, foi feita a regressão linear de cada conjunto de dados através do módulo para ajuste de curvas do MATLAB (*Curve Fitting Tool*).

O coeficiente angular retirado de cada ensaio é representativo do módulo de elasticidade do material, obtendo-se os resultados a seguir:

Teste 1: $E = 213,9 \text{ GPa}$

Teste 2: $E = 199,8 \text{ GPa}$

Teste 3: $E = 190,1 \text{ GPa}$

Sabe-se que o módulo de elasticidade dos aços em geral varia em torno de 205 GPa . Dessa forma, os resultados com o terceiro teste de tração foram desconsiderados neste projeto. O módulo de elasticidade foi considerado como sendo a média dos valores encontrados para os dois primeiros testes:

$$E = 206,85 \text{ GPa}$$

Para o cálculo da tensão de escoamento (parâmetro A) na taxa de deformação dos ensaios (ensaços quase-estáticos), em cada gráfico foi traçada uma reta paralela à porção elástica da curva tensão-deformação de engenharia estando a reta paralela transladada no eixo das abscissas de 0,002 em relação à porção elástica especificada anteriormente. Foi utilizado como inclinação da curva paralela o módulo elástico médio ($206,85 \text{ GPa}$). O ponto de intersecção dessa reta paralela com a curva indica o ponto da tensão de escoamento (tensão limite de proporcionalidade). Tal procedimento é padrão para a determinação da tensão de escoamento, e é esquematizado na Figura 26 para o teste 1 de tração.

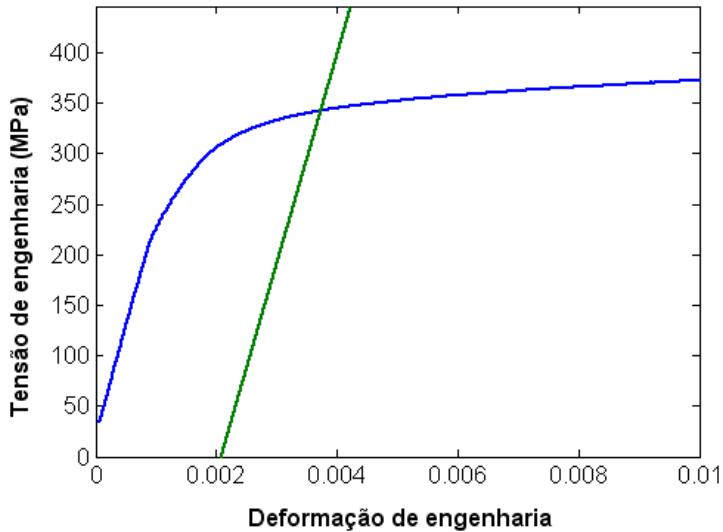


Figura 26 - Procedimento para obtenção da tensão de escoamento

Os resultados obtidos foram:

$$\sigma_{esc1,eng} = 342.42 \quad \sigma_{esc1,v} = 342.42 \cdot (1 + 3.7132 \cdot 10^{-3}) = 343,69 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{esc2,eng} = 344.04 \quad \sigma_{esc2,v} = 344.04 \cdot (1 + 3.668 \cdot 10^{-3}) = 345,30 \text{ MPa}$$

O valor para a tensão de escoamento verdadeira foi tomada como a média dos valores encontrados:

$$A = 344,49 \text{ MPa}$$

A obtenção dos parâmetros B e n (provisórios) do modelo de Johnson-Cook para a taxa de deformação do ensaio de tração foi feita por meio de ajuste da curva tensão-deformação verdadeira à função exponencial $A + B \cdot \varepsilon^n$, através do módulo para ajuste de curvas do MATLAB (*Curve Fitting Tool*).

Tal função reproduz a região da curva tensão-deformação verdadeira desde o surgimento da deformação plástica (que ocorre quando a tensão de escoamento é atingida) até o ponto onde tem início o fenômeno de “empescoçamento” do corpo de prova (que ocorre no ponto de máxima tensão da curva tensão-deformação de engenharia). Desse modo o procedimento para ajuste adotado foi o seguinte: do conjunto de pontos de cada ensaio de tração, foram extraídos para análise os pontos cuja tensão é maior que a tensão de escoamento (convertida para tensão

verdadeira) até os pontos situados antes da ocorrência do ponto de máximo da curva tensão-deformação de engenharia. A seguir, os pontos extraídos passaram por processo de ajuste de curva por mínimos quadrados, de forma a serem obtidos os parâmetros B e n que mais aproximam a função exponencial dos pontos extraídos. Com relação às curvas tensão-deformação verdadeiras, para o teste 1 a tensão máxima encontrada foi de $1268,5\text{ MPa}$ e para o teste 2 foi de $1260,3\text{ MPa}$. Os resultados após ajuste de curvas (Figuras 27 e 28) podem ser verificadas:

Para função interpoladora do tipo:

$$f(x) = 344.49 + B \cdot \varepsilon^n$$

Os coeficientes obtidos por regressão (com 95% de intervalo de confiança) no teste 1 foram:

$$B = 2637 \quad [2633 \quad 2641]$$

$$n = 1,112 \quad [1,111 \quad 1,113]$$

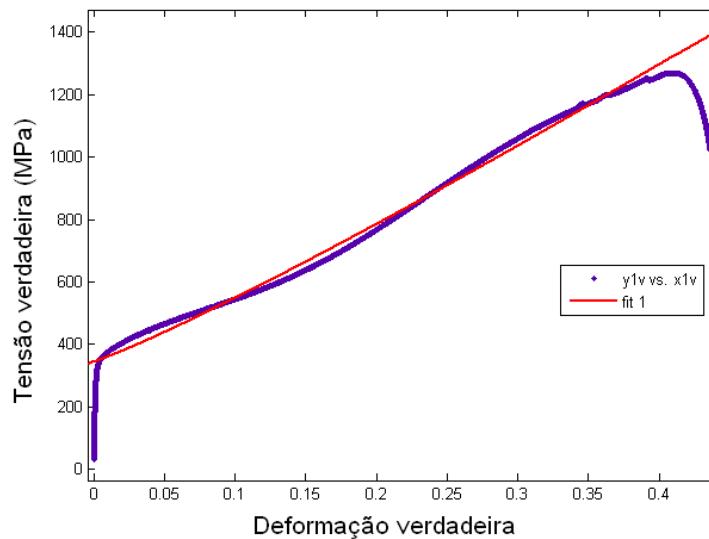


Figura 27 - Ajuste de região plástica à função $A + B \cdot \varepsilon^n$ para o teste 1

Os coeficientes obtidos por regressão (com 95% de intervalo de confiança) no teste 2 foram:

$$B = 2598 \quad [2595 \quad 2602]$$

$$n = 1,100 \quad [1,098 \quad 1,101]$$

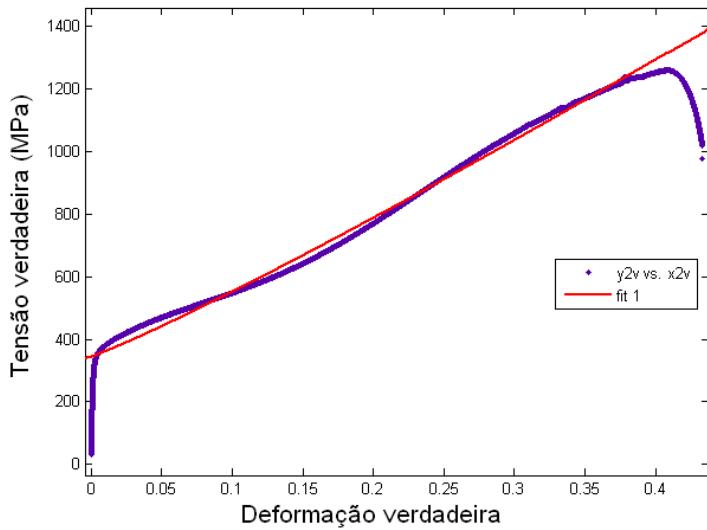


Figura 28 - Ajuste de região plástica à função $A + B \cdot \varepsilon^n$ para o teste 2

Portanto, as médias dos valores encontrados conduzem a:

$$B = 2617,5 \text{ MPa} \quad n = 1,106$$

5.2. Tratamento para obtenção do primeiro conjunto de parâmetros

O tratamento de dados feito nesta seção segue o procedimento descrito por **Johnson e Cook [3]**. Neste contexto, os testes dinâmicos com barra de Hopkinson são realizados com a finalidade de “corrigir” os parâmetros A e B para que sejam representados com relação à taxa de deformação de referência de $\dot{\varepsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$. Para a correção dos parâmetros A e B, os criadores do modelo de Johnson-Cook adotaram o procedimento de aumentar os valores de A e B pela razão das tensões em $\dot{\varepsilon} = 1 \text{ s}^{-1}$ e $\dot{\varepsilon}$ do ensaio estático para uma determinada deformação plástica verdadeira. Neste trabalho, adotou-se a deformação plástica de 0,06 como a deformação a ser considerada para a correção.

Inicialmente, para ser possível identificar o início do processo de plastificação no ensaio dinâmico, não pôde ser adotado o mesmo procedimento utilizado nos ensaios estáticos para obtenção da tensão de escoamento, pelo fato de a curva tensão-deformação verdadeira em condições dinâmicas apresentar não-linearidades no regime elástico do material. O ajuste será feito de forma a obter parâmetros que

reproduzam melhor o comportamento mecânico em termos de área equivalente abaixo das curvas tensão-deformação das simulações.

Adotou-se como a tensão de escoamento dinâmica o valor de 525 MPa, cuja deformação verdadeira é de 0,0162. Assim, para a deformação plástica verdadeira tomada a partir do início do escoamento em regime dinâmico, obteve-se o valor de 774,4 MPa para a tensão verdadeira. Para o ensaio estático (considerando o teste 1 de tração) a tensão verdadeira obtida para a mesma deformação plástica equivalente é de 489 MPa.

Como parte do procedimento obteve-se a taxa de deformação dos testes de tração, a partir do coeficiente angular da curva de deformação de engenharia em função do tempo. A regressão linear é apresentada nas Figuras 29 e 30.

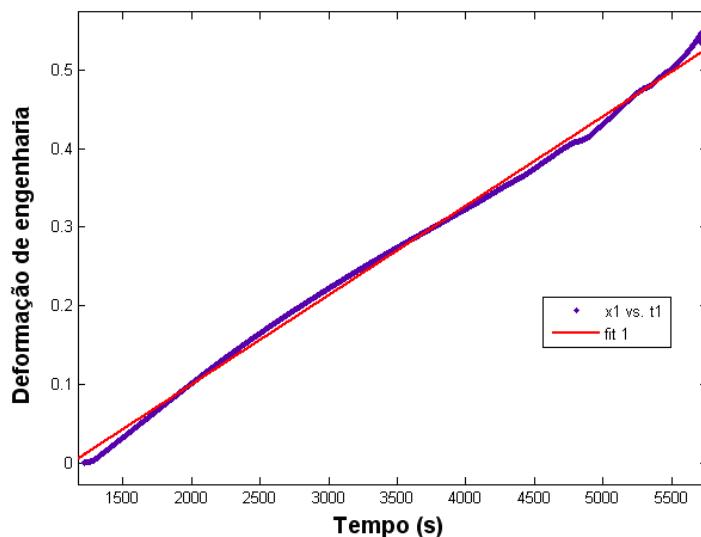


Figura 29 - Ajuste de curva por regressão linear, para obtenção da taxa de deformação do teste 1 de tração

Para polinômio interpolador de primeira ordem:

$$f(x) = p_1 * x + p_2$$

Os coeficientes obtidos (com intervalo de confiança de 95%) para o teste 1 foram:

$$p_1 = 0.0001137 \quad (0.0001137, 0.0001138)$$

$$p_2 = -0.1283 \quad (-0.1285, -0.1281)$$

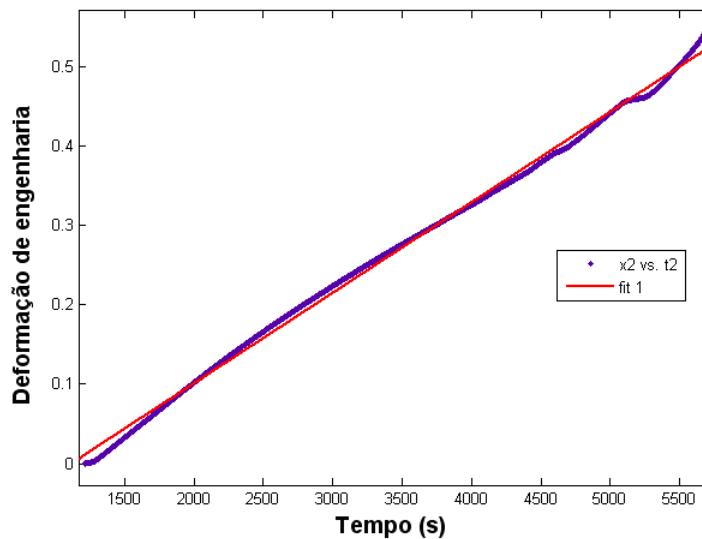


Figura 30 - Ajuste de curva por regressão linear, para obtenção da taxa de deformação do teste 2 de tração

Para o teste 2 de tração, os resultados obtidos foram (com intervalo de confiança de 95%):

$$p_1 = 0.0001139 \quad (0.0001138, 0.000114)$$

$$p_2 = -0.1274 \quad (-0.1276, -0.1272)$$

Portanto, o valor da taxa de deformação média dos testes de tração é:

$$\dot{\varepsilon}_1 = 1.138 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$$

Com relação ao teste dinâmico, realizado com 4bar (0,4MPa) de pressão no disparo do striker, a taxa de deformação média obtida foi de 2000 s^{-1} . Com os dados em mãos, interpolou-se uma reta em um gráfico monolog no qual o eixo das abscissas correspondia à taxa de deformação e o eixo das ordenadas às tensões verdadeiras em MPa, identificada na Figura 31.

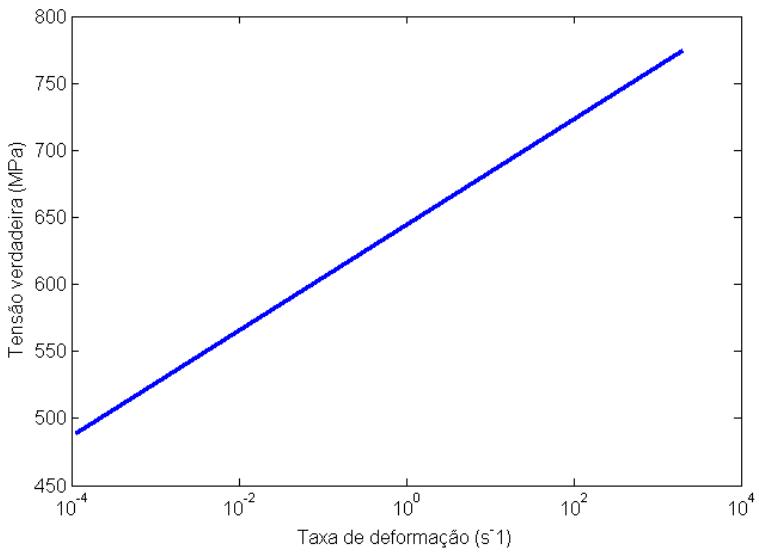


Figura 31 - Gráfico para tensão verdadeira em função da taxa de deformação, para uma deformação verdadeira de 0,06

Obteve-se que a tensão verdadeira para a taxa de deformação de referência $\dot{\varepsilon} = 1,0 s^{-1}$ tem valor de 644,36 MPa. Portanto os valores de A e B são corrigidos da seguinte forma:

$$\text{Valores antigos: } A = 344,49 \text{ MPa}$$

$$B = 2617,5 \text{ MPa}$$

Correção dos valores antigos:

$$A = 344,49 \cdot \left(\frac{644,36}{489} \right) = 453,94 \text{ MPa}$$

$$B = 2617,5 \cdot \left(\frac{644,36}{489} \right) = 3449,1 \text{ MPa}$$

O parâmetro C do modelo de Johnson-Cook pode ser obtido diretamente da equação (18) do modelo constitutivo, bastando substituir os valores das demais variáveis e supondo que a temperatura do espécime permanece constante e igual à temperatura da sala, durante o teste. Escolheu-se utilizar os dados correspondentes ao estado do corpo de prova quando atingia a deformação plástica verdadeira de 0,06 no teste 1 de tração sem entalhe. Utilizando os seguintes valores:

$$\sigma = 489 \text{ MPa} \quad A = 453,94 \text{ MPa} \quad B = 3449,1 \text{ MPa}$$

$$n = 1,106 \quad \dot{\varepsilon} = 1,138 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1} \quad \dot{\varepsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1} \quad \varepsilon = 0,06$$

obtém-se o valor $C = 0,02148$.

Tabela 1 - Primeiro conjunto de parâmetros de Johnson-Cook

A (MPa)	B (MPa)	n	C	$\dot{\varepsilon}_0 (\text{s}^{-1})$
453,94	3449,1	1,106	0,02148	1

5.3. Tratamento para obtenção do segundo conjunto de parâmetros

O segundo conjunto de parâmetros correspondeu à correção do primeiro conjunto de parâmetros, considerando que o coeficiente n (coeficiente de encruamento) não pode exceder o valor 1, de acordo com a referência [5].

Assim o valor do coeficiente de encruamento foi corrigido através de um novo ajuste pelo método de mínimos quadrados no módulo “Curve Fitting Tool” do MATLAB. Consequentemente, o parâmetro C também precisará ser reajustado nesse processo. Assim, no novo ajuste, estabeleceram-se os limites inferior e superior para n como sendo 0 e 0,999 respectivamente. Verificou-se que a limitação do valor superior para n até o valor de 1.106 gerava como resultado para n um valor igual à restrição superior para esse parâmetro. Dessa forma, limitando superiormente ao valor 0,999 o parâmetro n , o resultado obtido para n foi igual a 0,999. Portanto, buscando seguir a definição de coeficiente de encruamento, foi adotado o valor 0,999 para n . A curva encontrada para este caso está na Figura 32.

Tabela 2 - Parâmetros B e n resultantes do novo ajuste

B (MPa)	n
2299,5	0,999

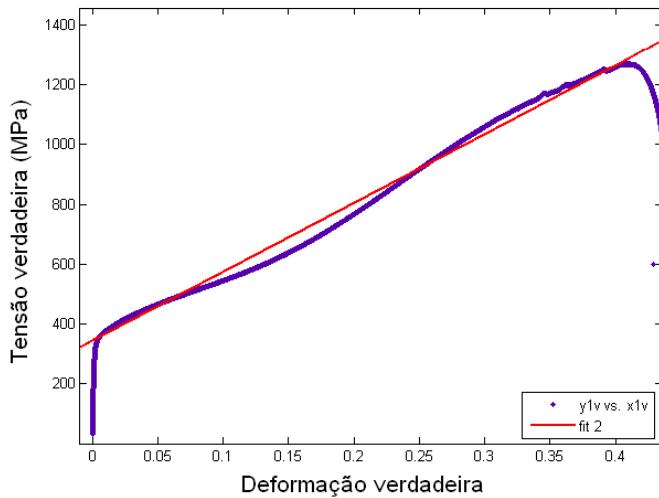


Figura 32 - Ajuste por mínimos quadrados, para correção do parâmetro n

Como feito anteriormente, será feita a correção do parâmetro B multiplicando o mesmo pela razão das tensões verdadeiras para a taxa de deformação de 1s^{-1} e a taxa de deformação dos ensaios estáticos:

$$B = 2299,5 \cdot \left(\frac{644,36}{489} \right) = 3030,07 \text{ MPa}$$

A partir do modelo constitutivo de Johnson-Cook, indicada na equação (18), supondo que a temperatura do espécime permaneça constante e igual à temperatura da sala durante o teste, basta substituir os valores das demais variáveis. Utilizando os dados correspondentes ao estado do corpo de prova quando atingia a deformação plástica verdadeira de 0,06 no teste 1 de tração sem entalhe:

$$\sigma = 489 \text{ MPa} \quad A = 453,94 \text{ MPa} \quad B = 3030,07 \text{ MPa}$$

$$n = 0,999 \quad \dot{\varepsilon} = 1,138 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1} \quad \dot{\varepsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1} \quad \varepsilon = 0,06$$

obtém-se o valor $C = 0,0255$.

Tabela 3 - Segundo conjunto de parâmetros de Johnson-Cook

A (MPa)	B (MPa)	n	C	$\dot{\varepsilon}_0 (\text{s}^{-1})$
453,94	3030,07	0,999	0,0255	1

5.4. Tratamento para obtenção do terceiro conjunto de parâmetros

Este conjunto de parâmetros corresponde a uma correção do segundo conjunto de parâmetros, visto que os mesmos resultaram em resposta quase-estática superestimada nas simulações, de acordo com o que será explicado a seguir.

Para o teste 1 de tração sem entalhe, o resultado obtido com o segundo conjunto de parâmetros são ilustrados na Figura 33.

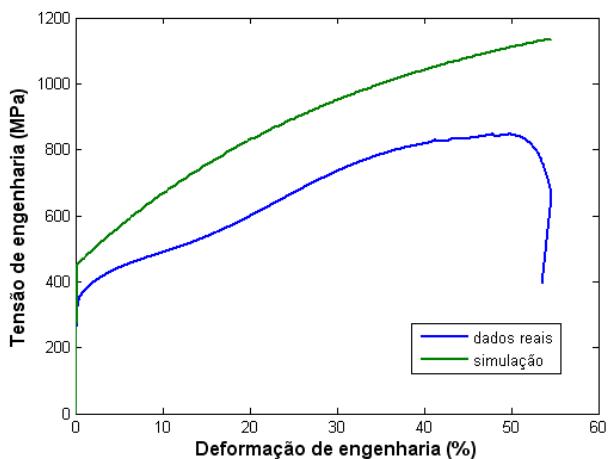


Figura 33 - Resultados da simulação do teste 1 de tração sem entalhe

Pela figura percebe-se que houve uma superestimação da resposta quase-estática do material. Em [6] trata-se do problema de superestimação das tensões no caso estático, apontando-se como a causa do problema o fato da obtenção dos parâmetros de Johnson-Cook ser em relação à taxa de deformação de referência igual a 1 s^{-1} . Na verdade, a razão básica para a superestimação da resposta estática está no algoritmo de plasticidade implementado no programa LS-Dyna. O algoritmo usado para atualização de tensões, dado o incremento de deformações, não gera plastificação para um estado de tensões dentro da superfície de escoamento (no caso, de Von Mises). O algoritmo gera um estado elástico de tentativa que é comparado com a parte independente da taxa de deformação da função no modelo de Johnson-Cook, $(A + B.\epsilon^n)$, para determinar a ocorrência ou não de escoamento. Quando o escoamento ocorre, o algoritmo procura um determinado valor de incremento plástico através de um processo iterativo. Certamente, se a parte

estática está caracterizada segundo uma taxa de deformação de 1 s^{-1} , o parâmetro A e, consequentemente, a tensão inicial de escoamento serão maiores. Estudos comparativos, para diferentes modelos de taxa de deformação, são apresentados em [6]. No entanto, em [6], sugere-se que para que não ocorra superestimação das tensões no caso estático os parâmetros de Johnson-Cook devem ser inseridos no cartão do modelo constitutivo como se o parâmetro de taxa de deformação de referência $\dot{\varepsilon}_0$ fosse igual à taxa de deformação dos ensaios estáticos. Essa seria uma forma de fazer o código de MEF gerar resultados mais compatíveis com a realidade.

Portanto, seguindo a sugestão proposta no artigo, neste trabalho os parâmetros foram obtidos para a taxa de deformação dos ensaios estáticos e inseridos no cartão do modelo constitutivo com a taxa de deformação de referência $\dot{\varepsilon}_0$ igual a 1, e as simulações foram realizadas com os novos parâmetros. Tomando como taxa de deformação de referência a taxa de deformação dos ensaios estáticos, conclui-se que os parâmetros A, B e n já foram determinados. Utilizando os dados correspondentes ao estado do corpo de prova quando atingia a deformação plástica verdadeira de 0,06 no teste 1 de tração sem entalhe, obtém-se da equação de Johnson-Cook (18), com os seguintes valores:

$$\begin{aligned}\sigma &= 489\text{ MPa} & A &= 344,49\text{ MPa} & B &= 2299,5\text{ MPa} \\ n &= 0,999 & \dot{\varepsilon} &= 1,138 \cdot 10^{-4}\text{ s}^{-1} & \dot{\varepsilon}_0 &= 1,138 \cdot 10^{-4}\text{ s}^{-1} & \varepsilon &= 0,06\end{aligned}$$

o novo valor $C = 0,0127$.

Tabela 4 - Terceiro conjunto de parâmetros de Johnson-Cook

A (MPa)	B (MPa)	n	C	$\dot{\varepsilon}_0(\text{s}^{-1})$
344,49	2299,5	0,999	0,0127	1

Com o terceiro conjunto de parâmetros, os testes quase-estáticos foram simulados novamente, e os resultados obtidos são ilustrados nas Figuras 34, 35 e 36.

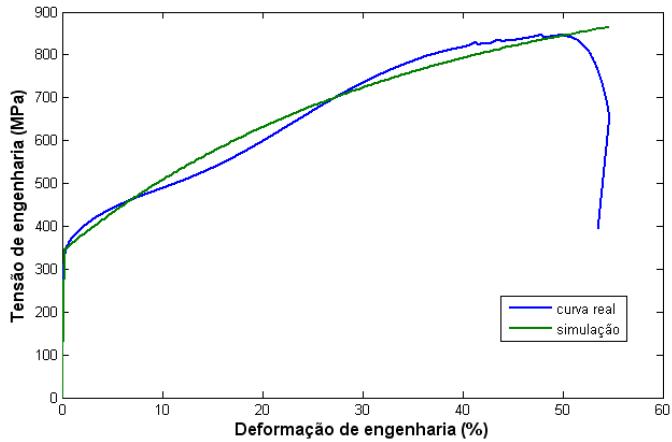


Figura 34 - Resultados da simulação no LS-Dyna do teste 1 de tração sem entalhe

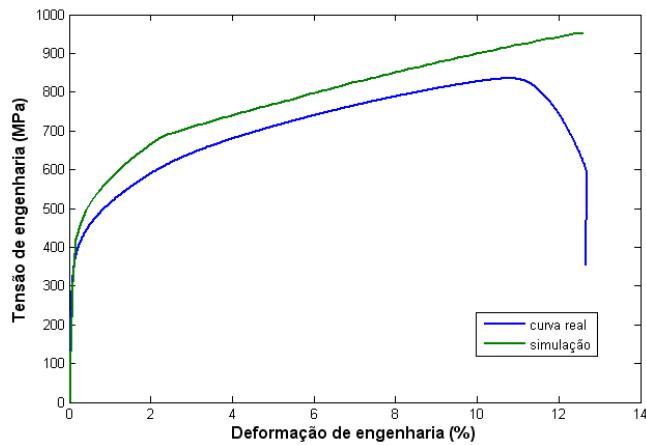


Figura 35 - Resultados da simulação no LS-Dyna do teste 1 de tração com entalhe de 1.25mm

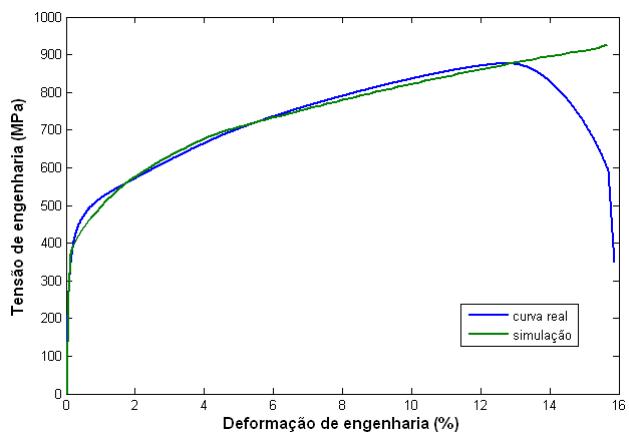


Figura 36 - Resultados da simulação no LS-Dyna do teste 1 de tração com entalhe de 10mm

Percebe-se boa coerência entre resultados numéricos e experimentais, com um desvio um pouco maior para a simulação do teste com entalhe de 1.25mm,

provavelmente pelo elevado estado de triaxialidade do corpo de prova no ensaio, que não pôde ser representado com exatidão na simulação numérica.

5.5. Tratamento para obtenção do quarto conjunto de parâmetros

O quarto conjunto de parâmetros resultou do fato de o terceiro conjunto de parâmetros não representar bem a resposta mecânica do material em condições dinâmicas.

Para a obtenção do quarto conjunto de parâmetros, foi dado foco principal aos parâmetros C e $\dot{\varepsilon}_0$, os quais controlam a tensão de escoamento em função da taxa de deformação. Foi verificado que não era necessário inserir os parâmetros do modelo de Johnson-Cook em relação a uma taxa de deformação de referência igual a 1, e que justamente esta taxa de referência controla a taxa de deformação a partir da qual são inseridos os efeitos de taxa de deformação sobre a superfície de escoamento (parâmetros C e $\dot{\varepsilon}_0$). A partir da equação (18), utilizando os parâmetros do estado do corpo de prova no teste dinâmica a 2000 s^{-1} :

$$\sigma = 774,4\text{ MPa} \quad A = 344,49\text{ MPa} \quad B = 2299,5\text{ MPa}$$

$$n = 0,999 \quad \dot{\varepsilon} = 2000\text{ s}^{-1} \quad \dot{\varepsilon}_0 = 1,138 \cdot 10^{-4}\text{ s}^{-1} \quad \varepsilon = 0,06$$

chega-se ao novo valor $C = 0,0362$.

Foi realizado um ajuste contínuo de C por meio de simulações até serem obtidos melhores resultados para o caso dinâmico, e o valor resultante foi de $C = 0,0345$. Em síntese, têm-se os novos parâmetros na Tabela 5.

Tabela 5 - Quarto conjunto de parâmetros de Johnson-Cook

A (MPa)	B (MPa)	n	C	$\dot{\varepsilon}_0(\text{s}^{-1})$
344,49	2299,5	0,999	0,0345	$1,138 \cdot 10^{-4}$

5.6. Tratamento para obtenção do quinto conjunto de parâmetros

Por meio de simulações numéricas, verificou-se que a resposta quase-estática com o quarto conjunto de parâmetros ficou superestimada, conforme pode ser verificado na Figura 37, mesmo que a resposta dinâmica obtida seja satisfatória. Portanto, percebe-se a dificuldade em estabelecer um conjunto único de parâmetros que represente de forma fiel uma ampla faixa de taxas de deformação.

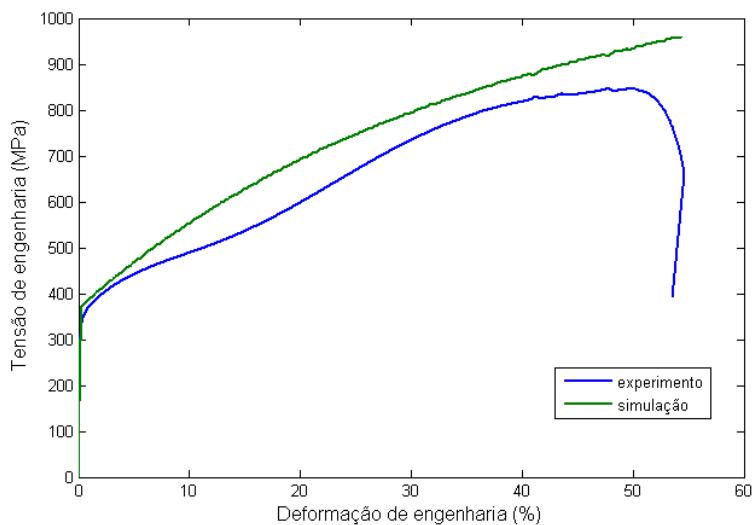


Figura 37 - Resposta quase-estática (teste sem entalhe) superestimada para quarto conjunto de parâmetros

Nota-se pela Figura 37 que o comportamento mecânico do corpo de prova é um pouco irregular, não seguindo rigorosamente o modelo bilinear de Johnson-Cook. A fim de corrigir a superestimação de tensões, procurou-se reduzir a inclinação média da curva plástica do material, fixando-se um novo valor para o parâmetro A e prosseguindo-se com os ajustes.

Definiu-se o parâmetro A como sendo de 372,12 MPa (valor medido na curva da Figura 35) sendo feito novo ajuste de curvas para encontrar novos parâmetros B, n e C. Ajustando a parte plástica do teste 1 de tração sem entalhe à expressão $372,13 + B \cdot \varepsilon^n$, obteve-se:

$$B = 2200$$

$$n = 0,999$$

Conforme feito anteriormente, foi imposto limite superior de 1 ao valor da variável n . Foi considerado para ajuste o ponto dinâmico (ensaio com $\dot{\varepsilon} = 2000\text{s}^{-1}$) com $\varepsilon_p = 0,0579$ e $\sigma = 768,39 \text{ MPa}$. Assim, com os valores:

$$\sigma = 768,39 \text{ MPa} \quad A = 372,13 \text{ MPa} \quad B = 2200 \text{ MPa}$$

$$n = 0,999 \quad \dot{\varepsilon} = 2000 \text{ s}^{-1} \quad \dot{\varepsilon}_0 = 1,138 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1} \quad \varepsilon = 0,0579$$

obtém-se $C = 0,0322$.

Tabela 6 - Quinto conjunto de parâmetros de Johnson-Cook

A (MPa)	B (MPa)	n	C	$\dot{\varepsilon}_0 (\text{s}^{-1})$
372,13	2200	0,999	0,0322	$1,138 \cdot 10^{-4}$

O quinto conjunto de parâmetros de Johnson-Cook apresentaram os resultados mostrados nas Figuras 38, 39 e 40 (simulações com LS-Dyna).

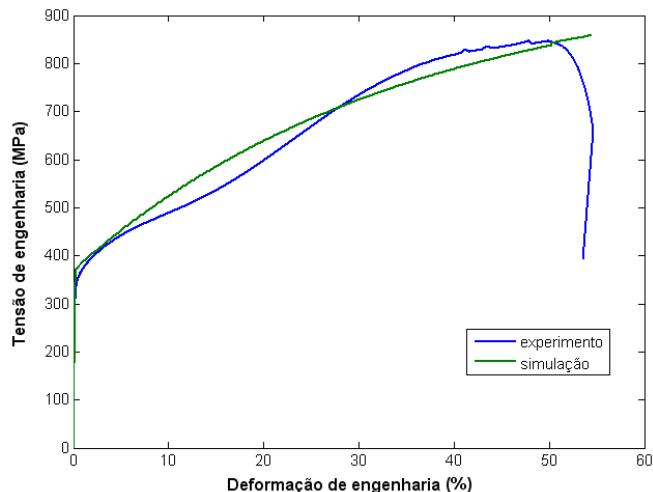


Figura 38 - Resultados para teste de tração sem entalhe

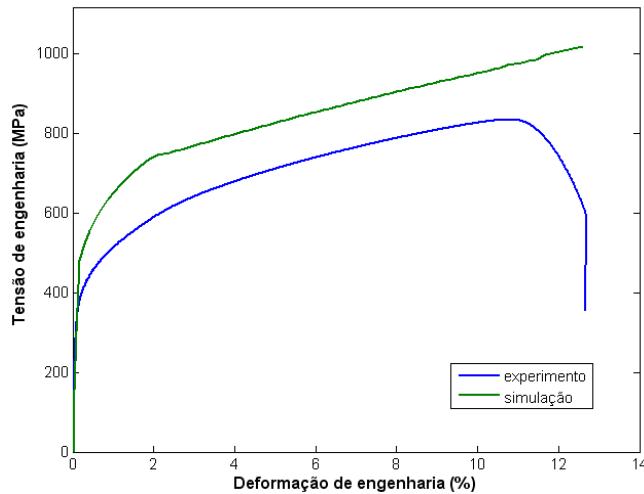


Figura 39 - Resultados para teste de tração com entalhe de 1,25mm

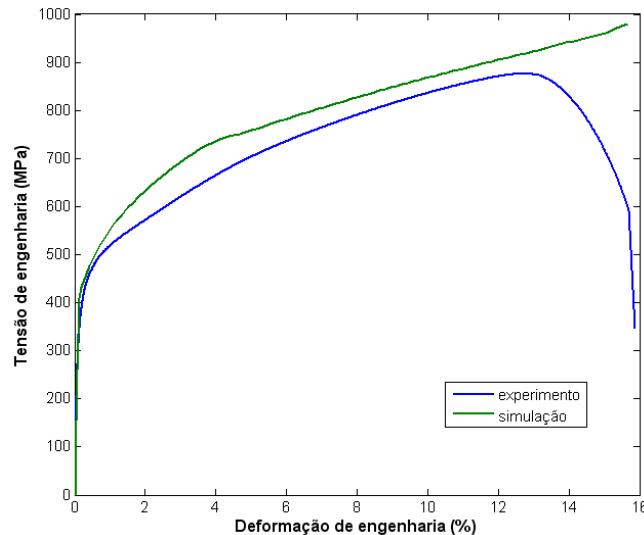


Figura 40 - Resultados para teste de tração com entalhe de 10mm

Pelos resultados percebe-se boa coerência com o caso uniaxial, pequena superestimação de tensões para o entalhe de 10mm e significativa superestimação de tensões para o entalhe de 1,25mm. As discrepâncias com o ensaio de 1,25mm persistiram em todos os conjuntos de parâmetros testados, de forma que se torna questionável a validade dos resultados experimentais obtidos para esse tipo de entalhe. No entanto, este conjunto de parâmetros, por apresentar de forma geral uma melhor coerência com os testes experimentais (incluindo os testes dinâmicos) foi considerado como definitivo, sendo utilizado nas simulações de martelo de impacto.

6. Simulações dos testes experimentais (parte 1)

6.1. Simulação dos ensaios de tração

A fim de testar o desempenho de diferentes conjuntos de parâmetros obtidos na fase de caracterização, foram realizadas simulações numéricas dos ensaios experimentais, com os *solvers* de elementos finitos LS-Dyna e Abaqus.

Para os testes de tração inicialmente foram modelados um quarto dos espécimes em elementos de casca, devido a condições de simetria. Foram utilizadas malhas em casca de elementos quadrados, ilustradas na Figura 41.

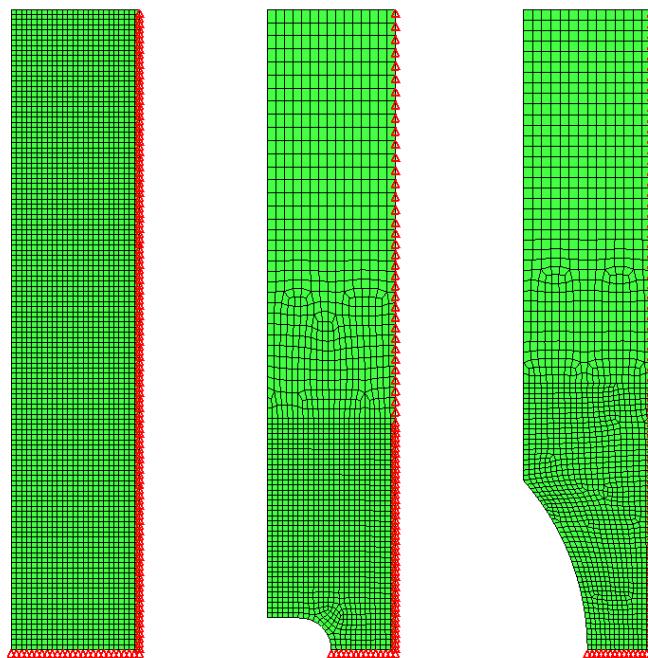


Figura 41 - Malhas de casca para as simulações dos ensaios de tração

Na Figura 41, as condições de contorno que representam as condições de simetria do modelo estão representadas por triângulos vermelhos junto aos nós. As malhas de casca ilustradas foram utilizadas nos testes do segundo e terceiro conjunto de parâmetros obtidos. Para o teste dos demais conjuntos de parâmetros, utilizaram-se malhas com elementos sólidos de primeira ordem, com integração reduzida, representando um oitavo dos espécimes devido às condições de simetria. As malhas sólidas utilizadas estão ilustradas na Figura 42.

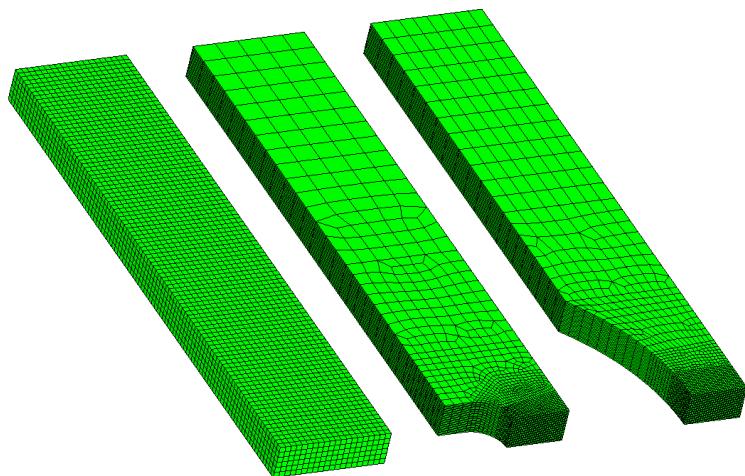


Figura 42 - Malhas sólidas para as simulações dos ensaios de tração

Como condições de contorno para os ensaios de tração foram aplicadas em cada teste as curvas de deslocamento da máquina, obtidas através das medições com os strain gages. Além disso, foram aplicadas as restrições de deslocamentos/rotações compatíveis com as condições de simetria em cada simulação.

6.2. Simulação dos testes de Barra de Hopkinson

A simulação dos testes de BH foi feita utilizando-se elementos de casca axissimétricos, modelando-se o corpo de prova como um anel com 20mm de diâmetro externo, 17mm de diâmetro interno e 3mm de espessura. A malha utilizada está esquematizada na Figura 43.

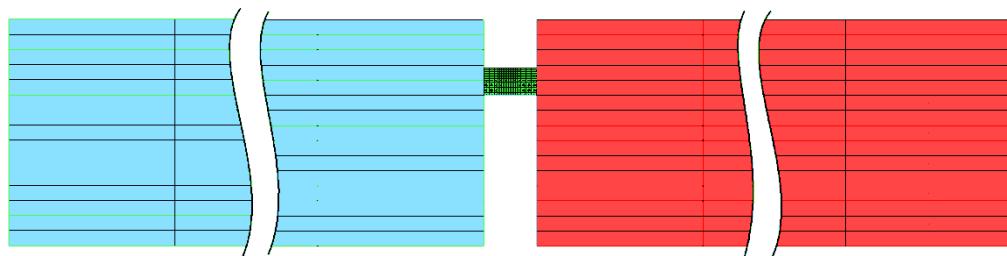


Figura 43 - Malha utilizada na simulação de Barra de Hopkinson

Na simulação de Barra de Hopkinson, a modelagem do *striker* (barra incidente) foi substituída pela aplicação de um pulso de pressão na extremidade da barra de entrada. Tal pulso de pressão é resultante do impacto do striker, e foi calculado pela multiplicação do módulo de elasticidade do material das barras (214GPa) pelo sinal de deformação medido pelo extensômetro da barra de entrada (apenas o primeiro pulso é considerado; os demais pulsos medidos resultam das reflexões sucessivas das ondas nas interfaces das barras). Os perfis de curva utilizados para os teste 1 e 3 são apresentados nas Figuras 44 e 45.

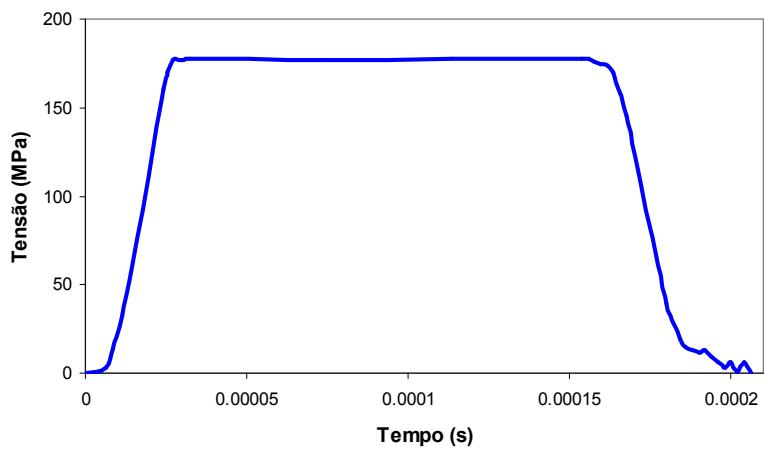


Figura 44 - Pulso de pressão aplicado na extremidade da barra de entrada (teste 1 – 2 bar)

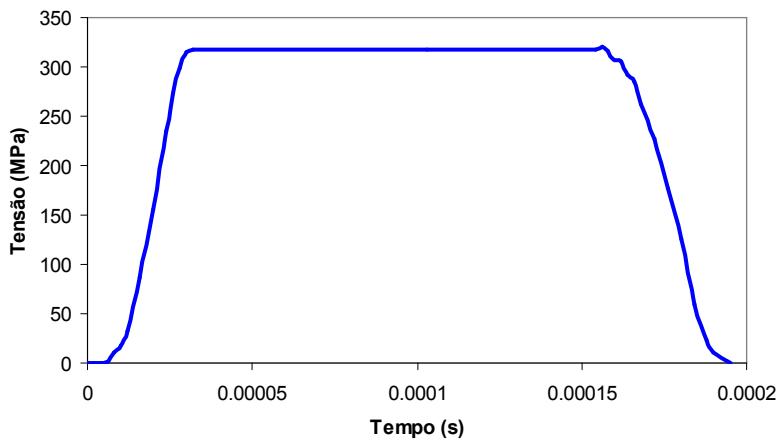


Figura 45 - Pulso de pressão aplicado na extremidade da barra de entrada (teste 3 – 4 bar)

A fim de verificar os resultados, foram comparadas as medidas finais dos corpos de prova após as simulações com as medidas finais reais.

Tabela 7 - Comparação entre medidas finais nos testes de Barra de Hopkinson

	Diâmetro externo (mm)	Espessura (mm)
Teste 1 – 2 bar	20,2	2,83
Sim. teste 1	20,188	2,819
Teste 2 – 2 bar	20,23	2,84
Sim. teste 2	20,21	2,795
Teste 3 – 4 bar	20,55	2,49
Sim. teste 3	20,51	2,51

7. Ensaios experimentais (parte 2)

7.1. Preparação do martelo de impacto para os testes definitivos

Antes de serem executados os testes definitivos, foram executados testes preliminares com o martelo de impacto, a fim de se definir alguns parâmetros para a execução dos testes definitivos. A Figura 46 apresenta uma viga posicionada no suporte do martelo de impacto.



Figura 46 - Viga posicionada para teste no martelo de impacto

Para estes testes foram utilizados os equipamentos de aquisição de imagem e de dados à laser. Também foi utilizado o sensor infravermelho projetado para dar início à aquisição de dados e imagens. Na Figura 47 pode-se verificar o posicionamento do laser no andar superior do martelo de impacto. A parte embarcada do sensor infravermelho foi afixada ao martelo como está identificado na Figura 48.



Figura 47 - Laser posicionado no andar superior do martelo de impacto



Figura 48 - Parte embarcada do sensor infravermelho fixado no martelo

Foram executados ensaios com dois tipos de indentadores: cilíndrico e retangular. O objetivo dos ensaios com o martelo é gerar a falha das vigas de aço, de acordo com o tipo de indentador. Com o indentador cilíndrico desejava-se que ocorresse a falha no ponto de contato do indentador com a viga, e com o indentador retangular desejava-se que também ocorresse falha nos pontos de contato do indentador com a viga, o que produziria duas trincas no centro do espécime. Para esses ensaios, foi utilizada uma massa de impacto de 14,608 kg.

Para os ensaios com indentador cilíndrico, não foi possível a obtenção da falha desejada, pois o material ensaiado é muito dúctil, fazendo com que a viga

plastifique até que a condição de concentração de tensão ocorra na região próxima aos apoios, resultando em fratura por cisalhamento nessa região.

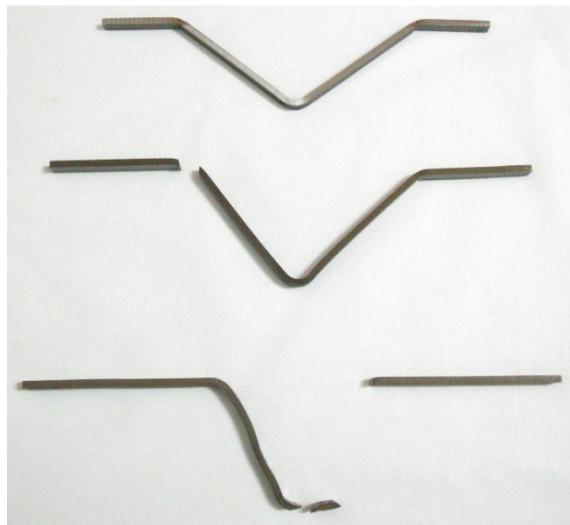


Figura 49 - Vigas testadas com indentador cilíndrico

Nas vigas que aparecem na Figura 49, de cima para baixo, a primeira corresponde a um vão entre apoios de 99,4 mm e altura de queda de aproximadamente 2 metros, a segunda corresponde a um vão entre apoios de 99,4 mm e altura de queda de aproximadamente 4 metros, e a terceira corresponde a ensaio com vão entre apoios de 49,7 mm, também com altura de queda de aproximadamente 2 metros. Na primeira viga verifica-se que não houve energia o suficiente para romper o corpo de prova, e na segunda, quando aumentou-se a altura de impacto, a fratura do espécime ocorreu junto a um dos apoios. Na terceira viga, a distância entre os apoios foi reduzida para 49,7 mm, resultando em rompimento junto a um dos apoios novamente. Um fragmento adicional desta terceira viga se desprendeu em virtude do impacto da parte rompida da viga com a base do martelo.

Como a ruptura desejada para o indentador cilíndrico não foi alcançada, foram feitos testes com o indentador retangular, os quais apresentaram melhores resultados. As duas vigas que aparecem na Figura 50 foram testadas com uma distância de 99,4 mm entre os apoios e altura de queda de aproximadamente 2 metros. Na região central de cada viga obteve-se somente uma fratura, com a evolução de uma trinca. Esperava-se, no entanto, que houvessem duas fraturas, resultando em um fragmento do corpo de prova conhecido como *plug*. A inexistência

da segunda fratura deve-se ao fato da dificuldade de um alinhamento preciso, que configure uma situação de simetria perfeita.

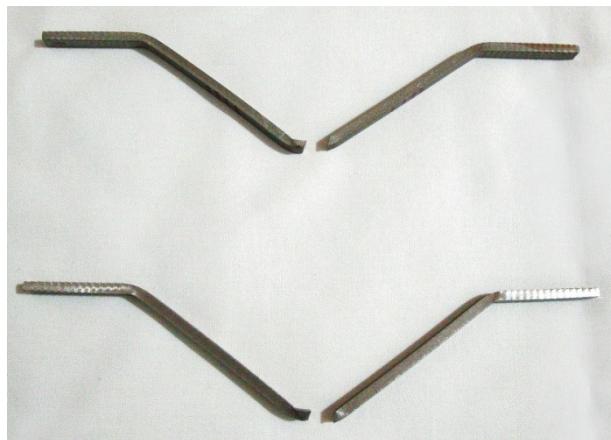


Figura 50 - Vigas testadas com indentador retangular

7.2. Configurações dos filtros e amplificadores

Para a aquisição dos dados do laser são utilizados o amplificador e o filtro do vibrômetro da Polytec, além de um outro conjunto externo de amplificação.

Como os ensaios são feitos com o martelo à altura de aproximadamente 2 metros, teríamos no caso mais crítico, velocidade máxima de impacto equivalente a aproximadamente 6,26 m/s. Portanto foi definido um ganho de 2000 mm/s.V no vibrômetro e ganho 2 no amplificador externo, resultando na tensão máxima de 6,26 V. Para filtro, foi utilizado a frequência de corte de 5khz.

7.3. Execução de ensaios finais com o martelo de impacto

Para os ensaios finais com o martelo de impacto, foi escolhida a utilização do indentador quadrado, em virtude da ocorrência de ruptura na região de contato entre indentador e viga. Assim, foram executados um total de 12 testes, com diferentes alturas, distância entre apoios de 99,4mm e massa de impacto de 14,608kg. As vigas testadas possuíam comprimento de 200mm, espessura de 3mm e largura de 6mm.

Os ensaios com o martelo foram executados em dois dias diferentes. No primeiro dia, foram testadas 4 vigas com alturas de queda de 2,20m, 2m, 1,80m e 1,60m. Nas três primeiras vigas ocorreu ruptura, enquanto que na última não foi verificada ruptura. As vigas testadas aparecem na Figura 51.

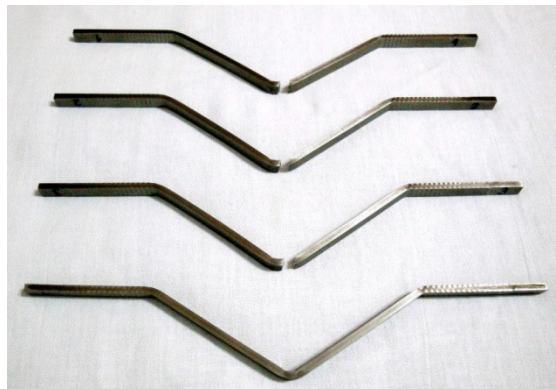


Figura 51 - 4 vigas testadas no primeiro dia de testes. As vigas estão numeradas de forma crescente (1 a 4) de cima para baixo

Como não foram obtidos resultados satisfatórios de medição de velocidade com o laser para as 4 primeiras vigas, foram executados novos testes em um segundo dia com uma recalibração dos equipamentos e resultados melhores puderam ser obtidos.

Foram executados testes com 8 vigas no segundo dia. O estado final de cada corpo de prova pode ser visto na Figura 52. Em alguns dos testes foram obtidos resultados insatisfatórios com o laser, no entanto, a grande maioria apresentou resultados satisfatórios. As vibrações na estrutura do martelo assim como ruídos eletromagnéticos contribuíram para a impossibilidade de obtenção de dados de velocidade em alguns ensaios.

Os resultados obtidos nos ensaios do segundo dia são apresentados na Tabela 8.

Percebe-se que pela tabela foram feitos 4 testes na altura de 1,70m, devido ao fato de se ter acreditado que esta altura corresponderia à altura de queda de transição para ocorrência de ruptura na viga. No entanto, não houve ocorrência de repetibilidade de resultados (não ruptura) com obtenção de dados de velocidade. Assim, essa altura de queda foi desconsiderada. As condições variaram muito entre os testes realizados, a ponto de uma mesma altura de queda resultar em ruptura ou

não da viga (velocidades de impacto diferentes em função da dissipação irregular por atrito, desalinhamentos nos equipamentos, etc.).

Tabela 8 - Resultados obtidos nos ensaios com martelo de impacto (2º dia de testes)

Viga	Velocidade de impacto (m/s)	Altura de Queda (m)	Ruptura
5	5,2975	1,80	sim
6	Não obtida	1,70	não
7	Não obtida	1,70	não
8	5,1736	1,70	sim
9	Não obtida	1,70	sim
10	5,0905	1,65	sim
11	5,0533	1,60	sim
12	4,7846	1,40	não

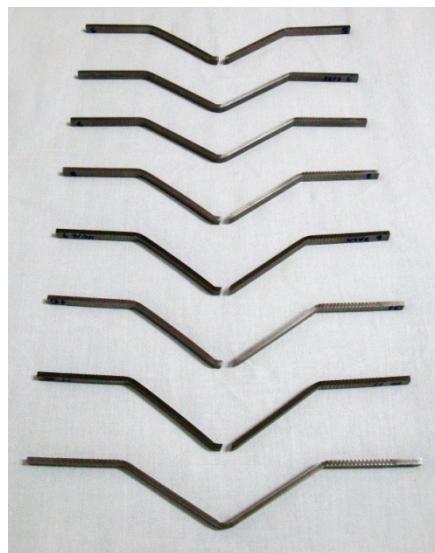


Figura 52 - 8 vigas testadas no segundo dia de testes. As vigas estão numeradas de forma crescente (5 a 12) de cima para baixo

Para a simulação de falha nas vigas foram adotados os testes 10 e 12, representando um caso com ruptura (teste com viga 10) e um caso sem ruptura (teste com viga 12).

8. Calibração de critérios de falha

8.1. LS-Dyna

Para o LS-Dyna, foram calibrados 4 critérios de falha diferentes a fim de simular o fenômeno nos testes com o Martelo de Impacto. Os critérios de falha puderam ser implementados na simulação através do cartão *MAT_ADD_EROSION, e correspondem a critérios de falha baseados em máxima tensão principal no instante de fratura, máxima tensão equivalente no instante de fratura, máxima deformação principal no instante de fratura e máxima deformação de cisalhamento no instante de fratura.

Para a calibração de cada critério de falha, foi utilizado o estado do corpo de prova na simulação de teste de tração sem entalhe, quando era atingida a máxima tensão de engenharia durante o teste (limite de resistência à tração). Os dados obtidos para cada constante foram:

$$\sigma_{1,\max} = 1251,327 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{eq,\max} = 1251,327 \text{ MPa}$$

$$\varepsilon_{1,\max} = 0,405$$

$$\varepsilon_{cis,\max} = 0,296$$

8.2. Abaqus

O critério de falha adotado para as análises numéricas no Abaqus foi o de Johnson-Cook. Para tanto, os parâmetros D_1 , D_2 e D_3 da equação 19 devem ser encontrados a partir de pelo menos três ensaios experimentais com falha, em estados de triaxialidade diferentes. Foram utilizados os ensaios de tração para este fim.

Para que esses parâmetros sejam encontrados, segundo [7], é necessário encontrar o elemento com maior deformação plástica equivalente no instante da

fratura. O valor da triaxialidade é tirada a partir dos ensaios numéricos, sendo este valor a média durante o teste de tração até o instante da fratura, que pode ser verificada na Figura 53. O valor da deformação na fratura é tirada diretamente do elemento no instante da fratura.

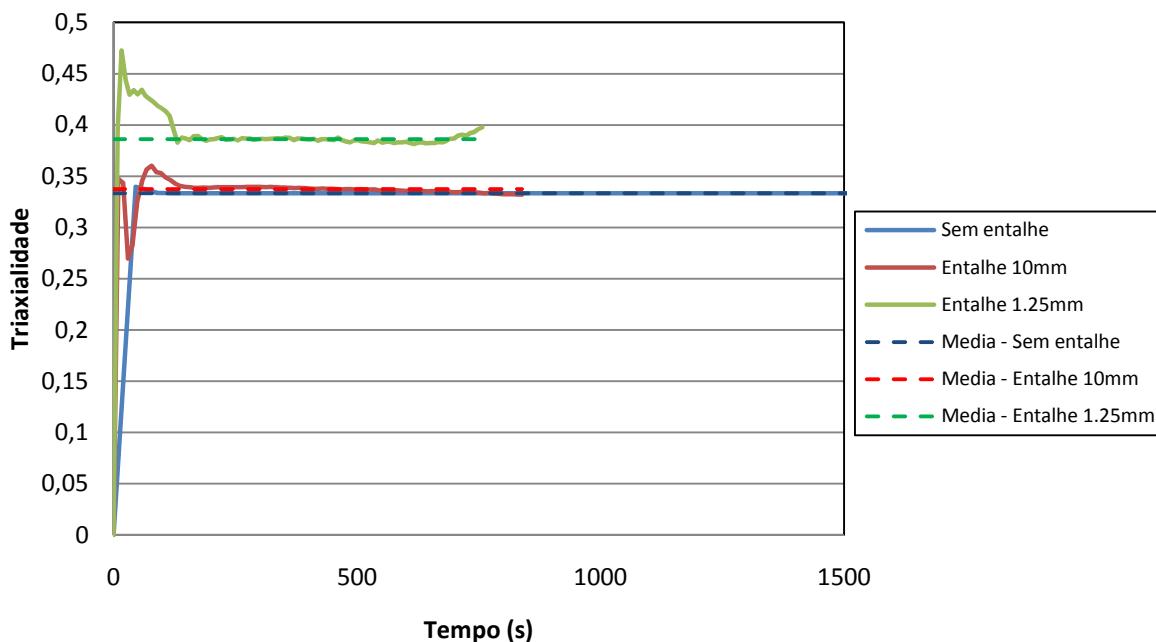


Figura 53 - Valor da triaxialidade no tempo e suas respectivas médias

Esperava-se que a deformação plástica no momento da fratura fosse decrescente em função da triaxialidade, porém com os dados obtidos percebia-se que esse valor crescia.

Então, partiu-se para o estudo da influência dos parâmetros de plasticidade de Johnson-Cook. Foram feitas diversas outras análises considerando diferentes parâmetros, escolhidos graficamente, que podem ser verificados na Tabela 9. Os resultados encontrados para os ensaios de tração com esses conjuntos de parâmetros podem ser verificados nas Figuras 54, 55 e 56.

Tabela 9 - Novos conjuntos de parâmetros de plasticidade de Johnson-Cook

Conjunto	6	7	8	9	10	11
A	340	340	320	320	180	300
B	1900	1900	2000	1750	1800	1650
n	0,85	0,85	0,8	0,75	0,6	0,7
C	0,0174	0,0200	0,0151	0,0149	0,0178	0,0152
Eps_0	9,58E-05	9,58E-05	1,14E-04	1,14E-04	1,14E-04	1,14E-04

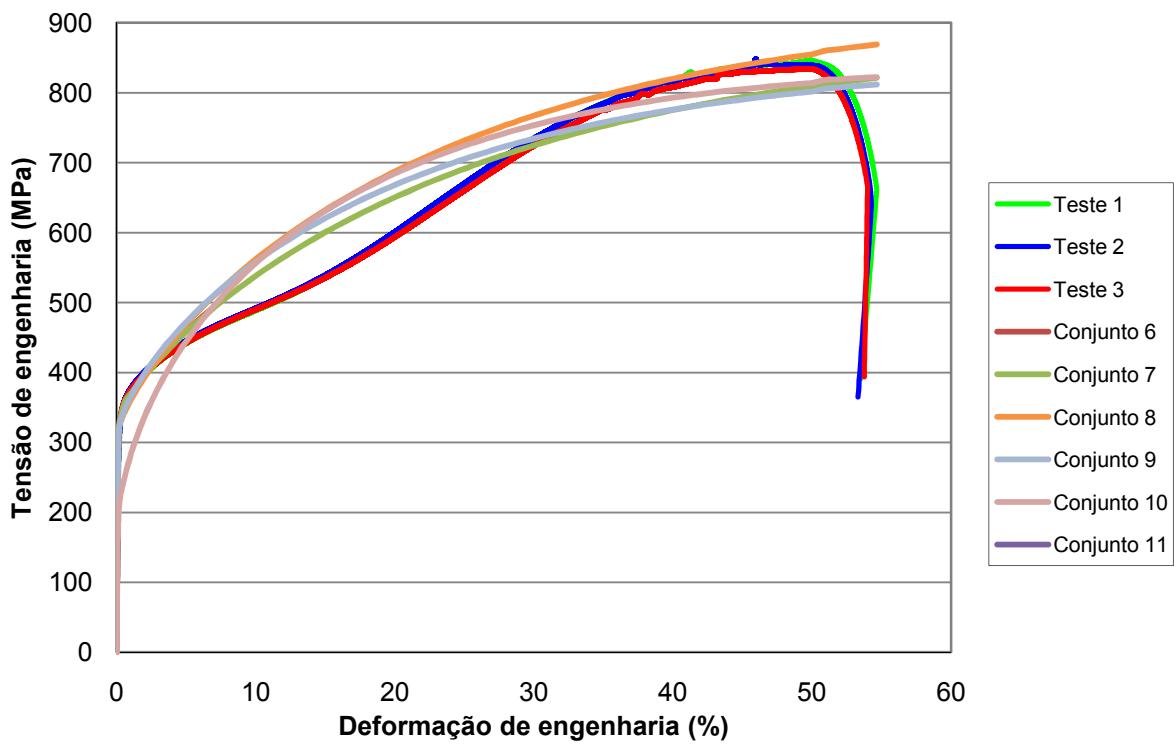


Figura 54 - Resultados das análises de tração sem entalhe com os novos parâmetros

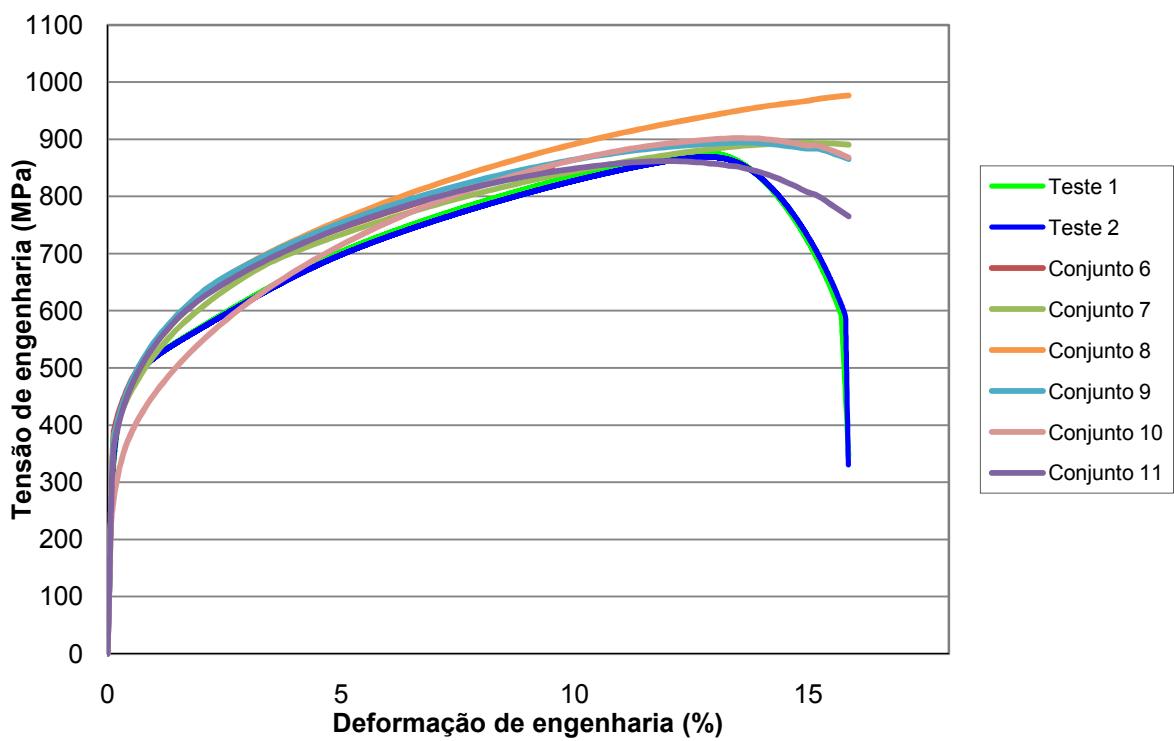


Figura 55 - Resultados das análises de tração com entalhe 10mm com os novos parâmetros

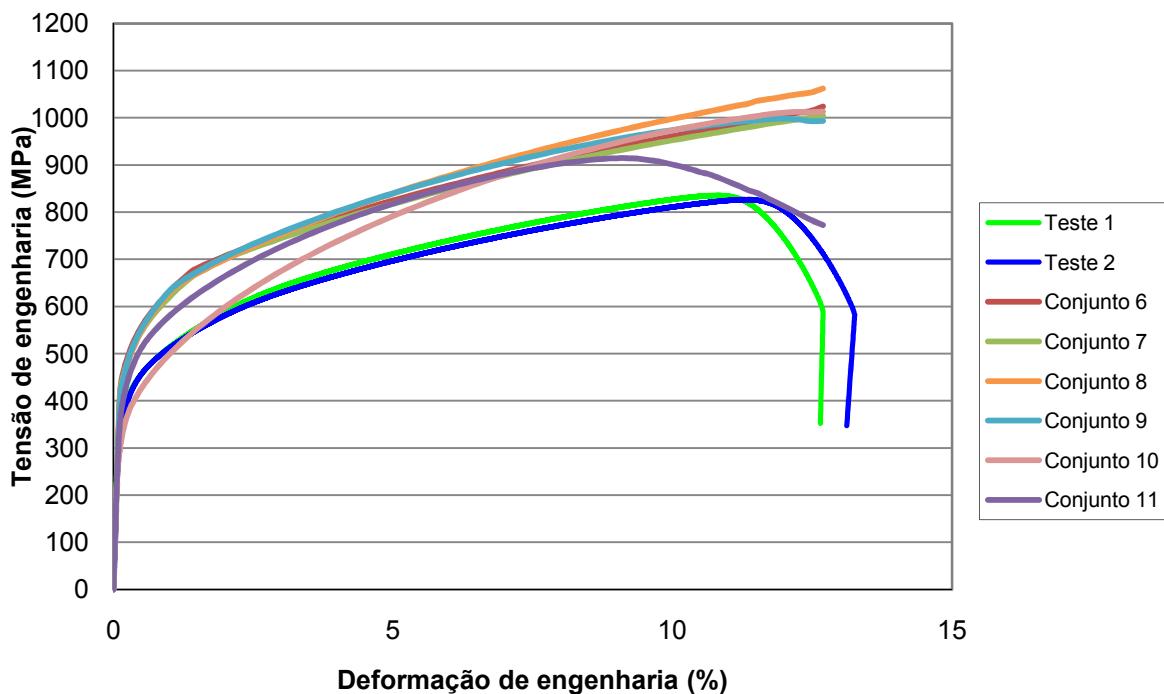


Figura 56 - Resultados das análises de tração com entalhe 1.25mm com os novos parâmetros

Foi utilizado o conjunto 7 para a retirada dos parâmetros, por ter resultados mais semelhantes aos ensaios experimentais. Os resultados das simulações na barra de Hopkinson estão na Tabela 10. Com os novos parâmetros, o valor da deformação plástica continuou crescendo em função da triaxialidade, levando à conclusão de que os parâmetros de plasticidade de Johnson-Cook não tinham influência nesse resultado.

Tabela 10 - Resultados das simulações da Barra de Hopkinson com os novos parâmetros

	Diâmetro externo (mm)	Espessura (mm)
Teste 1 – 2 bar	20,2	2,83
Sim. teste 1	20,228	2,776
Teste 2 – 2 bar	20,23	2,84
Sim. teste 2	20,252	2,751
Teste 3 – 4 bar	20,55	2,49
Sim. teste 3	20,575	2,444

Então o valor da deformação plástica na fratura utilizada para traçar essa curva foi substituída pelo valor da deformação encontrada diretamente a partir dos

ensaios experimentais. Assim, encontrava-se uma configuração de decrescimento em função da triaxialidade, mas de forma muito acentuada.

Foi escolhido o conjunto 7 para a retirada dos parâmetros. A curva interpolada no MATLAB, utilizando a equação $p(x) = D_1 + D_2 \exp(-D_3\sigma^*)$, que é a equação modificada utilizada pelo Abaqus, está na Figura 57. Os valores obtidos foram:

$$D_1 = 0,05464$$

$$D_2 = 76090$$

$$D_3 = 38,06$$

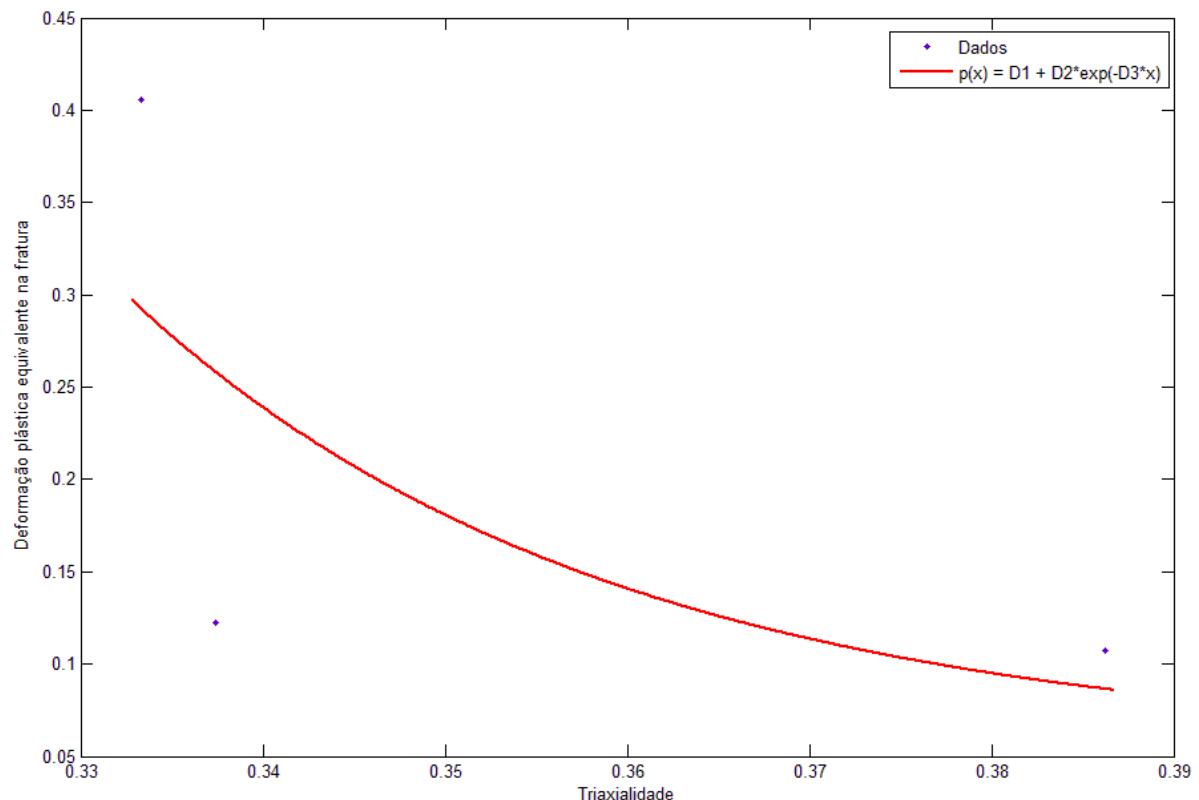


Figura 57 - Limite de deformação plástica equivalente em função da triaxialidade

9. Simulações dos testes experimentais (parte 2)

9.1. Simulações dos testes com martelo de impacto utilizando o software LS-Dyna

Conforme mencionado anteriormente, foram adotados para simulação os testes com as vigas 10 e 12. Devido às condições de simetria, foi modelado apenas um quarto de espécime, e utilizado apenas um quarto da massa de impacto como uma massa concentrada em um dos nós do impactor (cartão *ELEMENT_MASS). Em condições ideais, a simetria perfeita durante os ensaios resultaria na ocorrência de destaque de um fragmento (plug) da viga após a ocorrência de fratura, mas devido a condições de não alinhamento perfeito do equipamento, assim como não homogeneidade de material, primeiramente surge uma trinca ao invés de duas trincas simultaneamente na região de contato entre indentador e espécime. Com este solver, foi utilizado o conjunto 5 de parâmetros de plasticidade de Johnson-Cook.

A malha utilizada nas simulações está representada na Figura 58. Ela é composta por 31104 elementos sólidos de primeira ordem com integração reduzida, na modelagem de um quarto da viga, e 397 elementos de casca representando a superfície do impactor. Foram aplicadas as devidas restrições de deslocamento e rotação nos nós de fronteira, a fim de reproduzir as condições de simetria. Verificou-se que a modelagem correta do apoio é de grande importância, visto que o engastamento dos nós na região do apoio acarreta na concentração de tensões e consequentemente na ocorrência de ruptura próxima a essa área. Dessa forma, o apoio foi modelado como duas superfícies rígidas em contato com a viga, com uma condição de atrito do tipo “tied”, que fixa os nós em contato com as superfícies de apoio, deixando livre o movimento dos nós que não estão em contato.

A velocidade do impactor no instante do impacto (listada na Tabela 8) foi aplicada como condição de velocidade inicial para o impactor (cartão *INITIAL_VELOCITY_GENERATION). Para o teste com a viga 10, no qual ocorre ruptura, foram feitas simulações com os quatro critérios de falha listados anteriormente para o LS-Dyna.

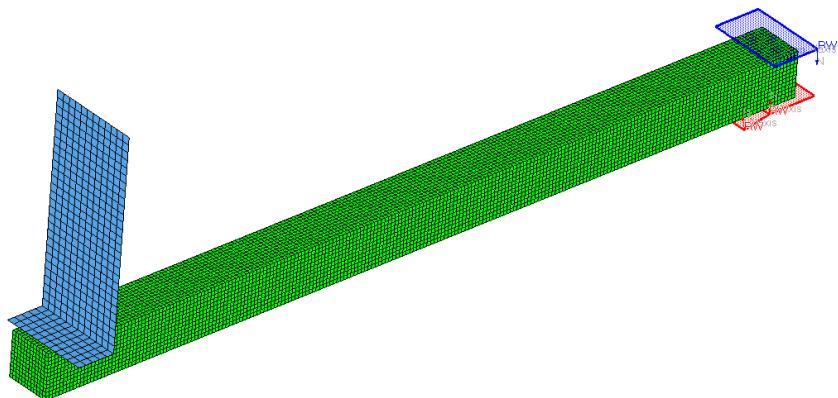


Figura 58 - Modelo em elementos finitos do ensaio com martelo de impacto no LS-Dyna

9.1.1. Simulação da viga 10 em teste com martelo de impacto (com falha)

9.1.1.1. Falha baseada em tensão principal máxima

A aplicação deste critério de falha resultou em falha prematura da viga na região próxima ao apoio, conforme a Figura 59, o que de fato não ocorreu no teste experimental.

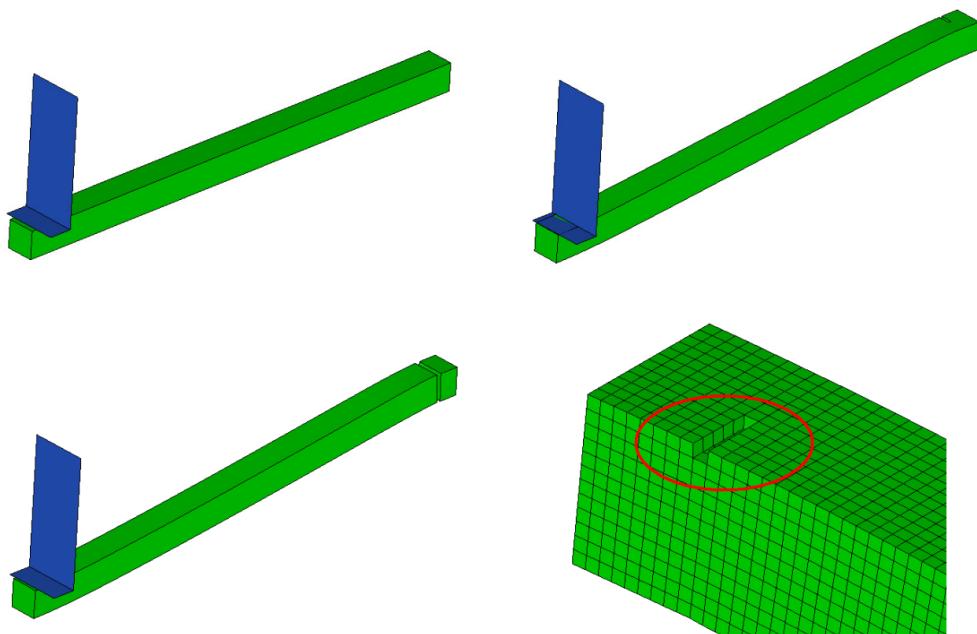


Figura 59 - Simulação com critério de falha baseado em tensão principal máxima. Destaque para a trinca onde se inicia a falha (círculo vermelho)

9.1.1.2. Falha baseada em tensão equivalente máxima

A aplicação deste critério de falha resultou em falha da viga no instante 0,0056s após o impacto com o indentador. Experimentalmente a falha ocorre no instante 0,007579s. Este resultado foi o mais próximo obtido dentre os critérios de falha testados. A Figura 60 mostra as falhas ocorrendo e o estado final da viga.

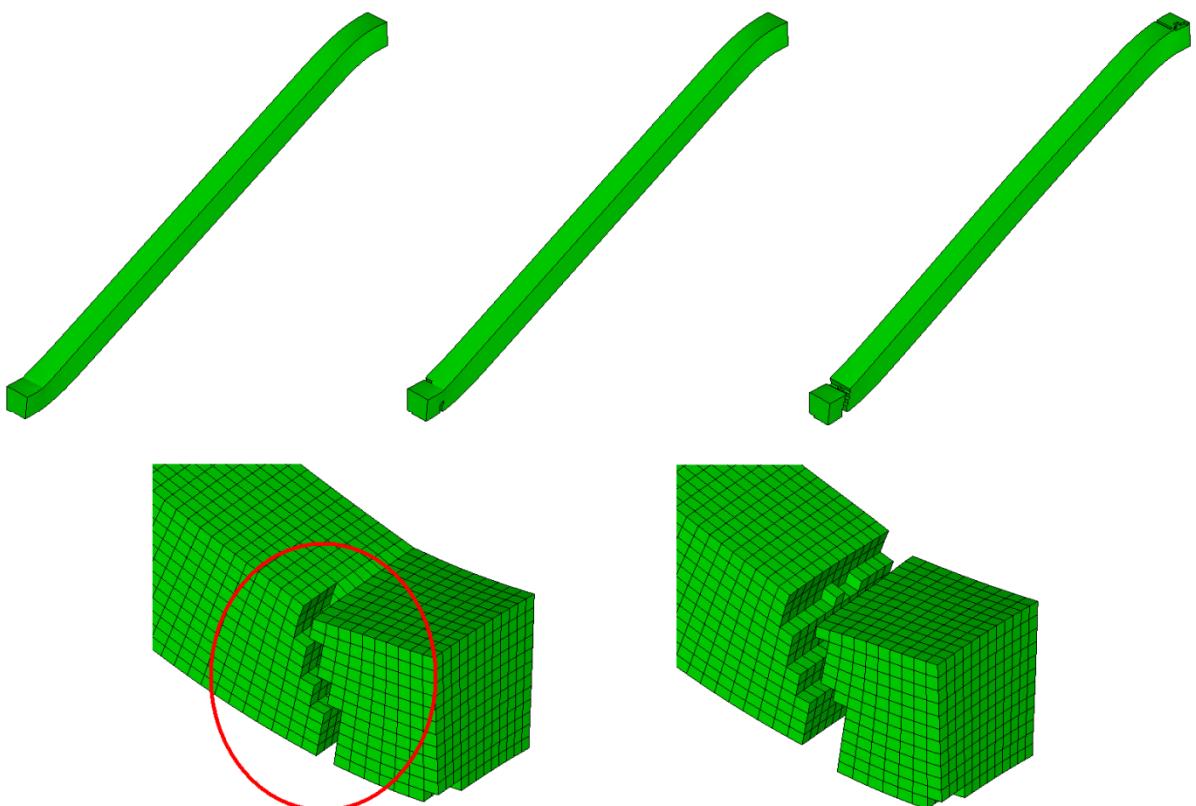


Figura 60 - Simulação com critério de falha baseado em tensão equivalente máxima. Destaque para a trinca onde se inicia a falha (círculo vermelho)

9.1.1.3. Falha baseada em máxima deformação principal e máxima deformação de cisalhamento

A aplicação destes critérios de falha não resultou em falha da viga durante a simulação. Em ambas as simulações, os valores máximos alcançados para ambos os parâmetros foram de 0,299 para a máxima deformação principal e de 0,23 para a máxima deformação de cisalhamento, conforme pode ser verificado na Figura 61.

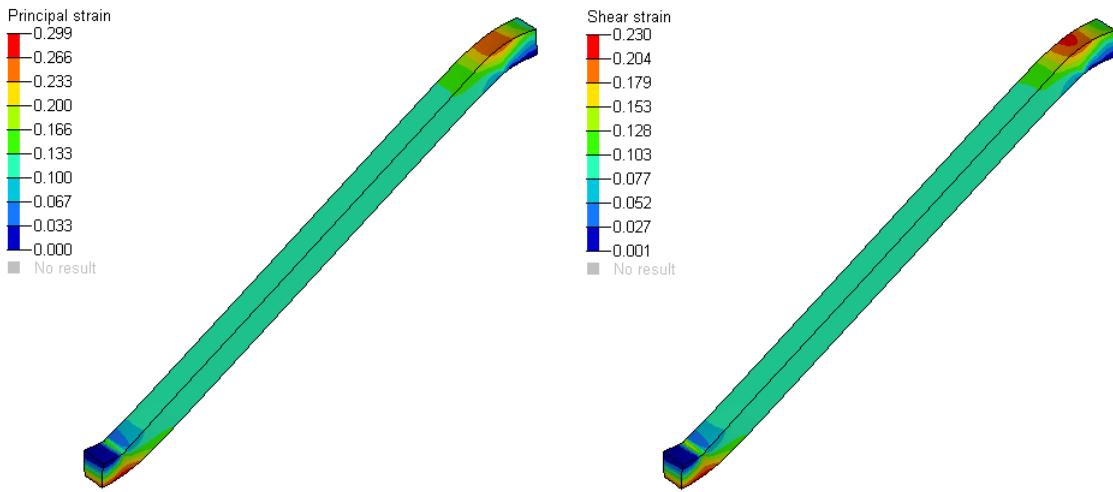


Figura 61 - Resultados obtidos após as simulações do teste de martelo com a viga 10. Os valores máximos obtidos para cada variável aparecem no topo da escala

9.1.1.4. Conclusões sobre os critérios de falha utilizados (LS-Dyna)

Foram testados diferentes critérios de falha de implementação simples, baseados na utilização do cartão *MAT_ADD_EROSION. Entre os critérios testados, o critério baseado em tensão principal máxima não foi capaz de prever o local de ruptura, o critério baseado em tensão equivalente máxima gerou uma falha prematura, enquanto que os critérios baseados em deformação principal máxima e deformação cisalhante máxima não foram capazes de gerar falha na simulação. Portanto o critério que apresentou melhor desempenho foi o critério baseado em tensão equivalente máxima.

9.1.2. Simulação da viga 12 em teste com martelo de impacto (sem falha)

O teste 12 do martelo de impacto não apresentou falha e foi simulado no LS-Dyna. Os resultados obtidos na simulação apresentaram boa coerência com os resultados experimentais, de acordo com a Figura 62.

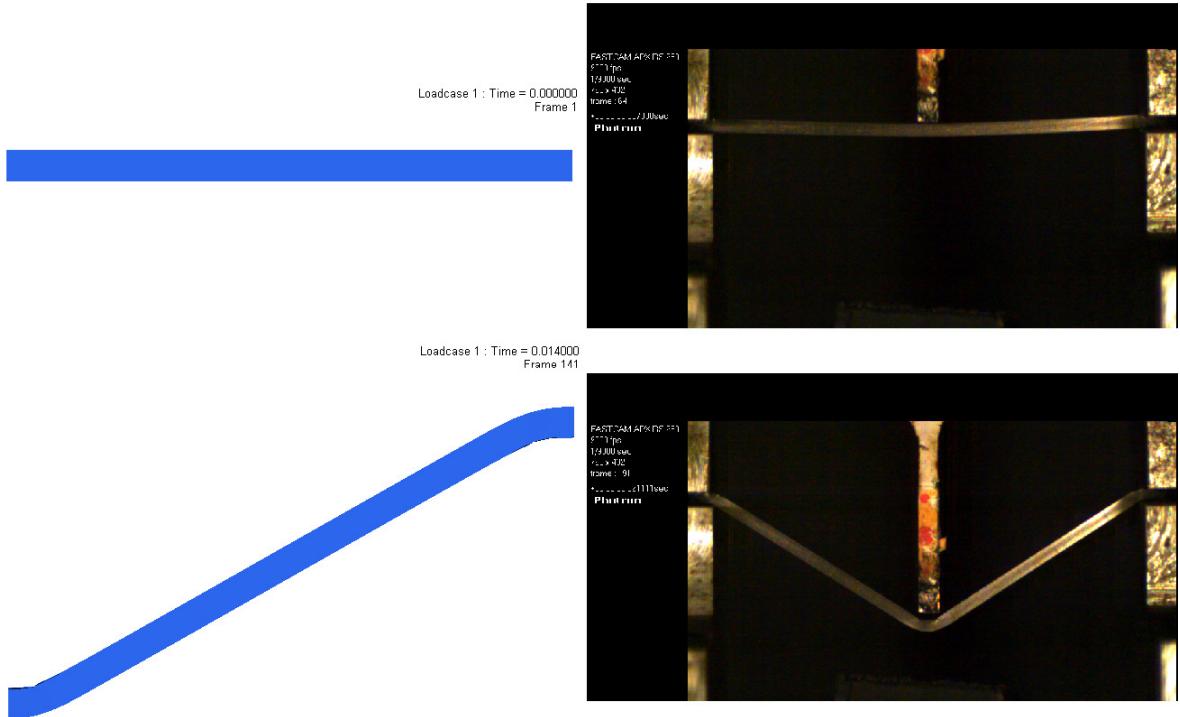


Figura 62 - Resultados numéricos e experimentais para o teste com a viga 12. As imagens do experimento e da simulação estão sincronizadas

Na simulação, o ponto da viga em contato com o indentador apresentou deslocamento vertical de 26,6mm. No ensaio experimental o deslocamento do mesmo ponto foi de aproximadamente 28,6mm. Dessa forma conclui-se que obteve-se boa coerência entre resultados experimentais e numéricos.

9.2. Simulação dos teste com o martelo de impacto (Abaqus)

A análise numérica do teste com o martelo de impacto no Abaqus foi feita utilizando-se o conjunto 7 de parâmetros de plasticidade de Johnson-Cook e os parâmetros de falha de Johnson-Cook encontrados na seção 8.2. As mesmas condições de contorno e de carregamento, utilizados no software LS-Dyna, foram aplicados neste modelo.

A modelo em elementos finitos utilizado para estas análises são mostradas na Figura 63. Foram utilizados somente 3969 elementos hexaédricos para modelar a barra e 1440 elementos de casca rígidos para representar o indentador e os

suportes. Essa quantidade reduzida de elementos foi possível pois somente foi refinado as regiões onde haveria alto valor de deformação plástica.

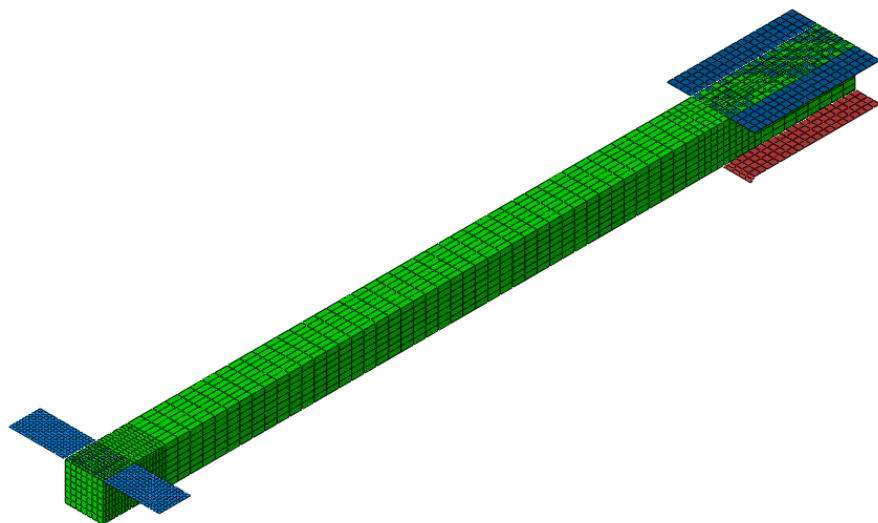


Figura 63 - Modelo em elementos finitos da análise no martelo de impacto no Abaqus

9.2.1. Simulação da viga 10 em teste com martelo de impacto

A ruptura esperada não ocorreu, devido ao fato dos parâmetros de falha de Johnson-Cook encontrados superestimarem a deformação plástica na ruptura. Segue na Figura 64, uma imagem com o estado de deformação máxima na análise, com os respectivos valores de deformação plástica.

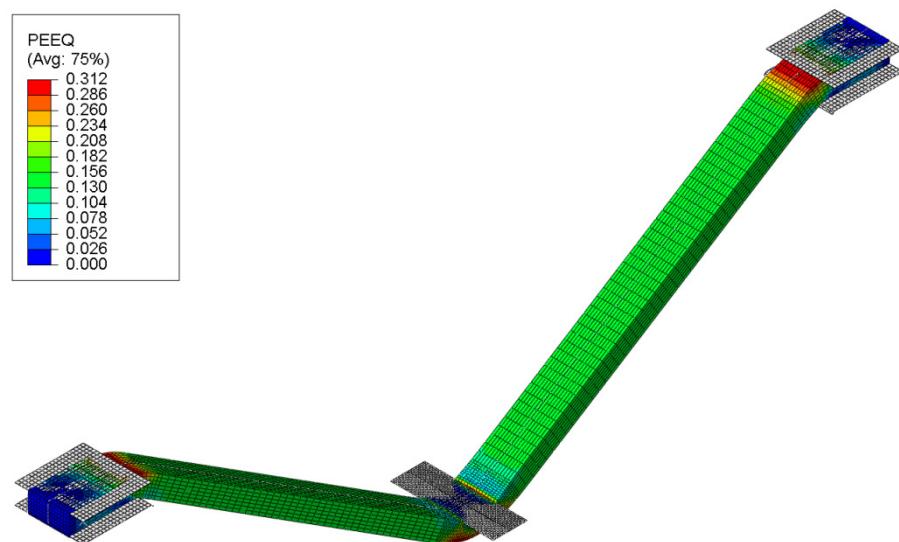


Figura 64 - Estado de máxima deformação plástica equivalente para a análise da viga 10

9.2.2. Simulação da viga 12 em teste com o martelo de impacto

Como já era esperado para esta análise, não houve ruptura. Na análise foi encontrado um deslocamento máximo de 28,43mm enquanto que nos ensaios experimentais foi encontrado o valor de 28,6mm. Portanto, percebe-se bastante coerência nos resultados utilizando-se o conjunto 7 de parâmetros de plasticidade de Johnson-Cook. A Figura 65 mostra o estado inicial e de deslocamento máximo do impactor, comparando a análise numérica com o ensaio experimental.

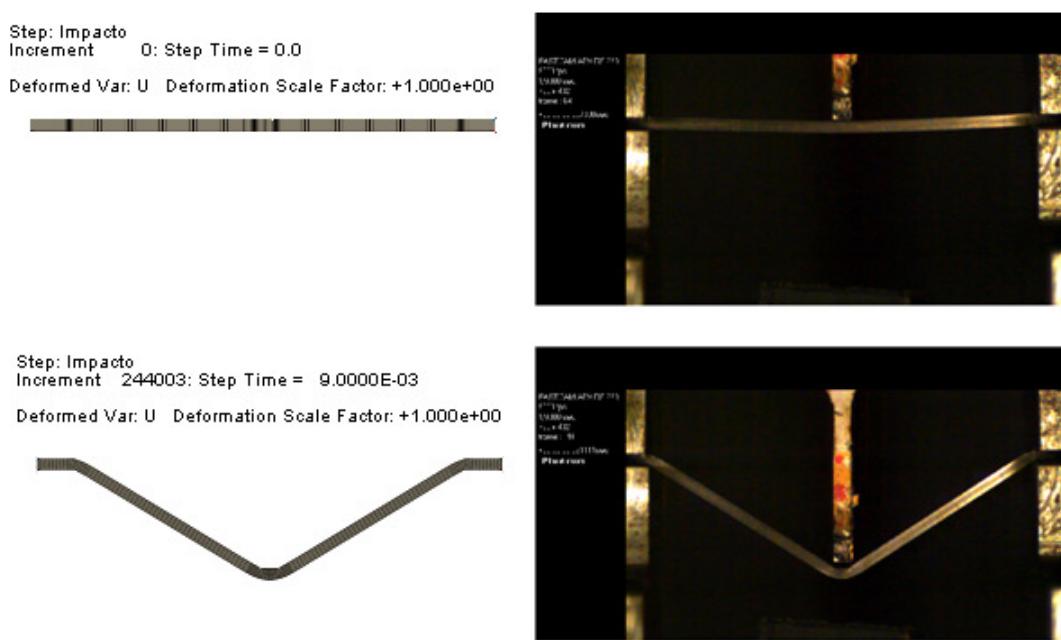


Figura 65 - Ensaio numérico e experimental comparados no instante de maior deslocamento

Pode-se verificar nas Figuras 66 e 67 também, a boa coerência nos resultados da análise numérica em relação ao ensaio experimental da viga 12 comparando a variação das energias cinética e interna do modelo. As energias encontradas na análise numérica devem ser multiplicadas por 4 para compará-las aos resultados experimentais, pois foram consideradas duas simetrias.

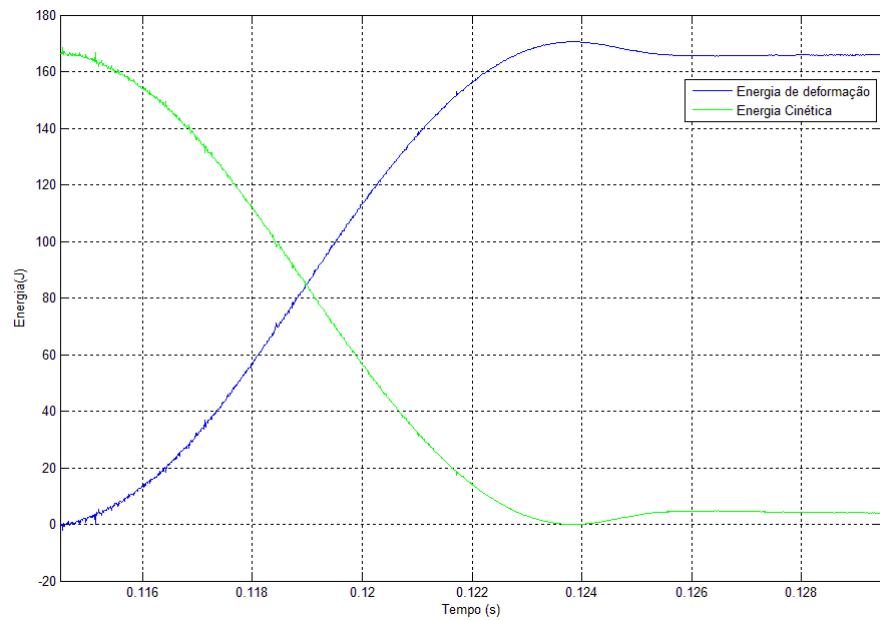


Figura 66 - Variação das energias interna e cinética no ensaio experimental da viga 12

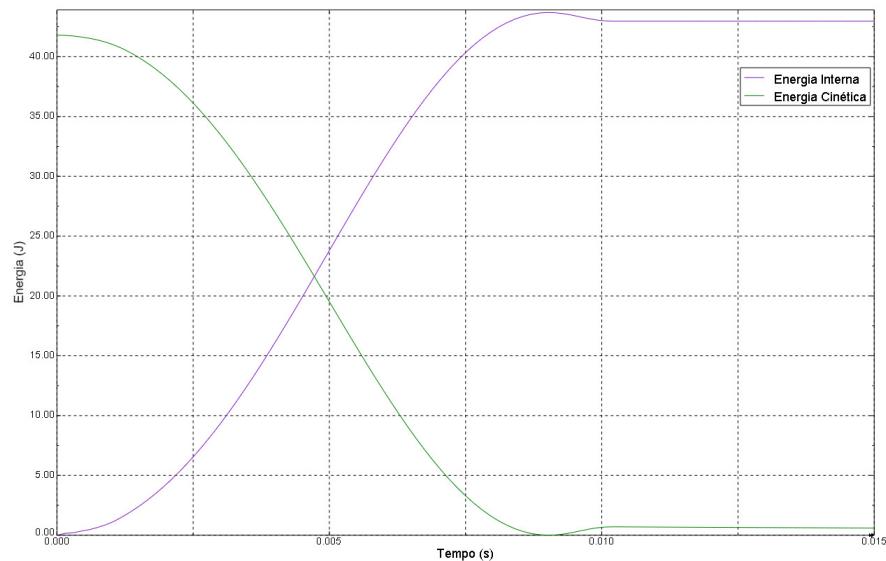


Figura 67 - Variação das energias interna e cinética na análise numérica da viga 12

10. Discussões e Conclusões

10.1. Conclusões

O trabalho permitiu encontrar vários conjuntos de parâmetros de Johnson-Cook que representassem o comportamento mecânico do material AISI 304 em diferentes condições, no entanto não foi encontrado um conjunto de parâmetros único que reproduzisse fielmente todos os casos possíveis. Ocorreram divergências entre simulações e os ensaios de tração com espécimes de 1,25mm de raio de entalhe para todos os conjuntos de parâmetros testados, as quais provavelmente ocorreram em decorrência de erros nos ensaios experimentais. Para evitar que erros dessa natureza venham a ocorrer futuramente, sugere-se a realização de um número maior de ensaios experimentais com diferentes tipos de entalhes, a fim de que os resultados divergentes possam ser desprezados.

Utilizando-se o solver LS-Dyna foi possível obter a ruptura da viga no ensaio da viga 10 com o critério de tensão equivalente máxima. Apesar de a falha ocorrer antes do instante de tempo medido no ensaio experimental, este critério de falha apresentou o melhor desempenho em comparação com os demais critérios testados.

Quanto à caracterização da falha utilizando-se o critério de Johnson-Cook no Abaqus, não foi encontrado um conjunto de parâmetros que resultasse em análises satisfatórias. Um possível motivo pelo qual isso ocorreu corresponde à utilização de corpos de prova planos na caracterização, devido à disponibilidade do material estudado na forma de chapas de 3mm. Com a realização de mais ensaios experimentais com diferentes tamanhos de entalhe também possibilitaria o encontro de parâmetros melhores.

Com relação ao desempenho dos solvers LS-Dyna e Abaqus, conclui-se que ambos fornecem resultados muito semelhantes na parte plástica. Apesar de cada solver disponibilizar diferentes critérios de falha, não foi possível a comparação do desempenho na simulação de falha, pois no critério de falha de Johnson-Cook surgiram problemas durante o processo de caracterização.

10.2. Trabalhos futuros

Como um possível trabalho futuro sugere-se o estudo da viabilidade do uso direto dos resultados com a utilização de corpos de provas planos a fim de encontrar parâmetros de falha de Johnson-Cook satisfatórios. Em caso negativo, seria importante encontrar alguma forma de adequar os resultados para este fim.

Também poderia ser dada continuidade a este trabalho, realizando-se outros ensaios a taxas de deformações diferentes para que os parâmetros obtidos sejam mais precisos e representem uma maior gama de aplicações.

Referências Bibliográficas

- [1] DAVIES, R. M., **A Critical Study of the Hopkinson Pressure Bar**, Philosophical Transactions Royal Society of London, s. A, v. 240, n. 821, p. 375-475, 1948.
- [2] FOLLANSBEE, P., **The Hopkinson Bar**, Metals Handbook, 9th Ed, American Society for Metals, v. 8, p. 198-203, 1985.
- [3] JOHNSON, G. R.; COOK, W. H., **A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures.** Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics. The Hague, p. 541-547, 1983.
- [4] ROHR, L.; NAHME, H.; THOMA, K., **Material characterization and constitutive modelling of ductile high strength steel for a wide range of strain rates**, International Journal of Impact Engineering, Elsevier Science, Oxford, v. 31, n. 4, p. 401-433, 2005.
- [5] CALLISTER Jr., W.D., **Ciência e engenharia de materiais: uma introdução**, 5^a edição, Editora LTC, 2000.
- [6] SCHWER, L., **Optional Strain Rate Forms for the Johnson-Cook Constitutive Model and the Role of the Parameter Epsilon_0**. LS-Dyna Anwenderforum. Frankenthal, 2007.
- [7] JUTRAS, M., **Improvement of the characterization method of the Johnson-Cook model**. Québec: Université Laval. 2008. 65 p.
- [8] BORVIK, T.; DEY, S.; CLAUSEN, A. H., **Perforation resistance of five different high-strength steel plates subjected to small-arms projectiles**, International Journal of Impact Engineering, Oxford: Elsevier Science, v. 36, n. 7, p. 948-964, 2009

- [9] MANNAN, M. N.; ANSARI, R.; ABBAS, H., **Failure of aluminium beams under low velocity impact**, International Journal of Impact Engineering, Oxford : Elsevier Science, v. 35, n. 11, p. 1201-1212, 2008
- [10] WIERZBICKI, T. et al., **Calibration and evaluation of seven fracture models**, International Journal of Mechanical Sciences, Oxford : Elsevier Science, v. 47, n. 4-5, p. 719-743, 2005

APÊNDICE

APÊNDICE A - Arquivos .m

A.1. Aquisição de dados - Barra de Hopkinson

```
% Rotina de aquisição de dados do extensômetro.
%
% Aguarda um sinal de trigger para iniciar a aquisição de dados por um
% tempo definido pela taxa de aquisição e pela quantidade de pontos a serem
% adquiridos.
%
% Canal 0 -> Barra de Entrada (Input)
% Canal 1 -> Barra de Saída (Output)
% Canal 2 -> Trigger

clear all
close all
clc

% Definições
freq = 2400000; % Taxa de aquisição.
ptos = 240000;   % Quantidade de pontos a serem adquiridos.

%Obtendo o sinal
ai = analoginput('nidaq','Dev1');

% Entradas da Barra de Hopkinson
addchannel(ai, 0);
chan0 = ai.Channel(1);
set(chan0,'InputRange',[-10 10],'SensorRange',[-10 10],...
    'UnitsRange',[-10 10],'coupling','DC')

addchannel(ai, 1);
chan1 = ai.Channel(2);
set(chan1,'InputRange',[-10 10],'SensorRange',[-10 10],...
    'UnitsRange',[-10 10],'coupling','DC')

% Entrada do Trigger de aquisição de dados.
addchannel(ai, 2);
chan2 = ai.Channel(3);
set(chan2,'InputRange',[-10 10],'SensorRange',[-10 10],...
    'UnitsRange',[-10 10],'coupling','DC')

set(ai,'SampleRate',freq)                      % Taxa de aquisição.
set(ai,'SamplesPerTrigger',ptos)                % Quantidade de pontos.
set(ai,'TriggerChannel',chan2)                  % Canal de entrada do Trigger.
set(ai,'TriggerType','Software')                % Tipo de trigger controlado.
set(ai,'TriggerCondition','Rising')             % Inicia a aquisição de dados
                                                % quando o valor no canal 2
set(ai,'TriggerConditionValue',2.5)              % ultrapassa o valor de 2,5.
set(ai,'TriggerDelayUnits','Samples')            % Define a unidade de atraso.
set(ai,'TriggerDelay',-120000)                  % Define o valor de atraso.
set(ai,'Timeout',30)                            % Condição de timeout.
```

```
% Iniciando a aquisição de dados. Aguarda um sinal do canal 2(Trigger)
start(ai)

disp('Liberar!')
[daux,temp] = getdata(ai);
C1=daux(:,1);
C2=daux(:,2);
disp('Ok!')

% Plotando o gráfico dos dados de entrada das barras em função do tempo.
plot(temp*1e3,C1,'b');
hold all
plot(temp*1e3,C2,'r');
grid on
xlabel('Time [ms]')
ylabel('Strain [V]')
legend('Input Bar','Output Bar')
```

A.2. Aquisição de dados - Laser

```
% Rotina de aquisição de dados do laser.
%
% Aguarda um sinal de trigger para iniciar a aquisição de dados por um
% tempo definido pela taxa de aquisição e pela quantidade de pontos a serem
% adquiridos.
%
% Canal 0 -> Barra de Entrada (Input)
% Canal 1 -> Barra de Saída (Output)
% Canal 2 -> Trigger

clear all
close all
clc

% Definições
SFv = input('Ganho do vibrometro(em mm/s/V) = '); % Ganho do Vibrometro
SFa = input('Ganho do amplificador = '); % Ganho do amplificador /10
SF = SFv/(1000*SFa); % Scale Factor(Ganho total)
m = 14.608; % Massa
g = 9.7864; % Gravidade
freq = 99000; % Taxa de aquisição
ptos = 70081; % Quantidade de pontos a serem adquiridos

%Obtendo o sinal
% Entradas National Instruments
ai = analoginput('nidaq','Dev1');

% Entrada Laser Amplificado
addchannel(ai, 0);
chan0 = ai.Channel(1);
set(chan0,'InputRange',[-10 10], 'SensorRange', [-10 10], 'UnitsRange',...
    [-10 10], 'coupling', 'DC')

% Entrada Trigger
addchannel(ai, 1);
chan1 = ai.Channel(2);
set(chan1,'InputRange',[-10 10], 'SensorRange', [-10 10], 'UnitsRange',...
    [-10 10], 'coupling', 'DC')

% Settings
set(ai,'SampleRate', freq)
set(ai,'SamplesPerTrigger', ptos)
set(ai,'TriggerChannel', chan1)
set(ai,'TriggerType','Software')
set(ai,'TriggerCondition','Rising')
set(ai,'TriggerConditionValue', 0.2)
set(ai,'Timeout', 20)

% Início
start(ai)
disp('Liberar!')
[daux,temp] = getdata(ai);
d = daux(:,1);

disp('Ok!')
```

```

% Corrigindo o d para o valor de tensão inicial igual a zero
d = d - mean(d(ptos-200:ptos));

% Integrando e derivando o sinal
f = fittype('smoothingspline');

fit1 = fit(temp,d*SF,f); % Interpolando a velocidade
des = integrate(fit1,temp,temp(1)); % Obtendo o deslocamento
[dd1,d2] = differentiate(fit1,temp); % Obtendo a aceleração diretamente

fit2 = fit(temp,des,f); % Interpolando o deslocamento
[aux1,d2] = differentiate(fit2,temp); % Derivando o deslocamento,
% tem velocidade (d1)
fit3 = fit(temp,aux1,f); % Interpolando velocidade
[d1,d2] = differentiate(fit3,temp); % Derivando a velocidade,
% tem aceleração (d1)

% Vetor de força

F = m*dd1;

% Energias

% Energia Cinética
Ec = (m/2)*(d*SF).^2;

% Energia Potencial
h0 = min(des);
h = des - h0;
Ep = m*g*h;

% Energia de deformação - O que não é potencial, nem cinética
Etotal = Ep(1);
Ed = Etotal - Ep - Ec;

% Encontrando a quantidade de impactos e energia absorvida
[a b] = size(d);
y = 1;
i = 1;
j = 2;
imp(1,1) = 0;
imp(1,2) = 0;

% Encontrando os valores de velocidade máxima e mínima
while y == 1
    [mini ii] = min(d(i:a));
    i = i + ii;
    imp(j,1) = Ec(i) + Ep(i);
    [maxi ii] = max(d(i:a));
    i = i + ii;
    imp(j,2) = Ec(i) + Ep(i);
    % Condição de parada
    if ((abs(imp(j,1) - imp(j,2)))/imp(2,1)) < 0.02
        y = 0;
    else
        j = j + 1;
    end
end

```

```

end

% Porcentagem de energia absorvida no impacto
imp(:,3) = (imp(:,1) - imp(:,2))*100/imp(2,1);
imp(1,4) = imp(1,3);
for i = 2:j
    imp(i,4) = imp(i-1,4)+imp(i,3);
end
imp(:,5) = imp(:,4)*100/imp(j,4);

% Interpolando
x = 0:1:j-1;
f = fittype('pchipinterp');
fitimp = fit(x',imp(:,5),f);

% Plotando as Imagens

figure(1);
plot(fit1)
hold on
plot(temp,d*SF,'k')
hold on
legend('Interpolação','Velocidade');
grid on
title('Velocidade de queda com filtro')
xlabel('Tempo (s)')
ylabel('Velocidade (m/s)')

figure (2);
plot(temp,des)
legend('Deslocamento')
grid on
title('Deslocamento')
xlabel('Tempo (s)')
ylabel('Posição (m)')

figure (3);
plot(temp,d1,'k')
hold on
plot(temp,dd1,'r')
grid on
legend('Aceleração','Aceleração direta')
title('Aceleração')
xlabel('Tempo (s)')
ylabel('Aceleração (m/s2)')

figure (4);
plot(temp,F)
legend('Força')
grid on
title('Força aplicada no identador')
xlabel('Tempo (s)')
ylabel('Força (N)')

figure (5);
plot(temp,Ed,'b')
hold on
plot(temp,Ec,'g')
hold on
plot(temp,Ep,'r')

```

```
hold on
grid on
legend('Energia de deformação', 'Energia Cinética', 'Energia Potencial')
title('Energia')
xlabel('Tempo (s)')
ylabel('Energia(J)')

figure (6);
plot(x,imp(:,5), 'ob')
hold on
plot(fitimp,'-.k')
hold on
grid on
title('Energia Absorvida por Impacto')
xlabel('Quantidade de impactos')
ylabel('Porcentagem de Energia (%)')
text(j-1, max(imp(:,5)), sprintf([num2str(imp(2,1)), ' J (',...
    num2str(imp(j,4)), ' p.a.)']), 'horizontalAlignment', 'left',...
    'verticalAlignment', 'middle', 'FontSize', 11, 'FontWeight', 'bold')
axis([0 j+2 0 105])
legend off
```