

FÁBIO BENASSI

**MODULAÇÃO DE PULSO PARA REGULARIZAÇÃO DA TAXA DE
DEFORMAÇÃO EM TESTE COM BARRA DE HOPKINSON**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado à
Escola Politécnica da Universidade de São Paulo,
para obtenção do título de Mestre em Engenharia
Automotiva.

São Paulo

2005

FÁBIO BENASSI

**MODULAÇÃO DE PULSO PARA REGULARIZAÇÃO DA TAXA DE
DEFORMAÇÃO EM TESTE COM BARRA DE HOPKINSON**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado à
Escola Politécnica da Universidade de São Paulo,
para obtenção do título de Mestre em Engenharia
Automotiva (Mestrado Profissionalizante).

Área de Concentração: Engenharia Automotiva

Orientador: Prof. Dr. Marcílio Alves

**São Paulo
2005**

FICHA CATALOGRÁFICA

Benassi, Fábio

Modulação de pulso para regularização da taxa de deformação em teste com barra de Hopkinson / F. Benassi. – São Paulo, 2005.

72 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos.

**1.Propriedades dos materiais 2.Ensaio físicos
3.Deformação
e estresses I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica.
Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas
Mecânicos II.t.**

À minha avó, Clara Allegretti Benassi,
minha primeira professora e quem
ensinou-me a gostar de aprender.

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Doutor Marcílio Alves pela atitude sempre positiva.

À Meire Knoll, companheira de todas as horas.

Ao colega Flávio Garzeri, sem cuja ajuda não teria sido possível construir os modelos usados nesta dissertação.

RESUMO

O presente trabalho propõe-se a apresentar um método para dimensionamento de moduladores de pulso para uso em testes de barra de Hopkinson. Moduladores de pulso têm larga aplicação não apenas na eliminação dos efeitos de dispersão, mas também como ferramentas para regularização da taxa de deformação do teste. Visando esta segunda aplicação, o texto traz uma fundamentação teórica sobre o cálculo e estabelece linhas gerais para o dimensionamento de moduladores a partir de simulações numéricas. A análise apresenta exemplos de cálculo e resultados para o caso concreto da barra de Hopkinson do Grupo de Mecânica dos Sólidos e Impacto em Estruturas da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Os resultados comprovam a eficácia do método de dimensionamento e ilustram os benefícios da modulação de pulso.

ABSTRACT

This dissertation's goal is to establish design guidelines for the design of incident pulse shapers in Split Hopkinson Pressure Bar tests. Pulse shapers can not only reduce the effects of dispersion by increasing the rise time but can also serve the purpose of attaining constant strain rates when testing samples subject to strain hardening. With the latter goal in mind the text presents a theoretical background about the workings of pulse shapers and outlines a step-by-step procedure of how to design them. Computer simulations show the effectiveness of the so-designed shapers taking as a testbed the Hopkinson bar apparatus belonging to the University of São Paulo's Group of Solid Mechanics and Structural Impact of the Department of Mechatronics and Mechanical Systems Engineering. The results confirm the effectiveness of the guidelines and illustrate the benefits of the pulse shaping technique.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE TABELAS

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

LISTA DE SÍMBOLOS

1 – INTRODUÇÃO	1
2 – CARACTERÍSTICAS DOS MATERIAIS.....	5
3 – DESCRIÇÃO DO TESTE	9
3.1 – Introdução:	10
3.2 – Modelagem matemática	13
3.3 – Dimensionamento da barra de Hopkinson	17
3.4 – Limitações e aspectos práticos	21
4 – MODULAÇÃO DE PULSO NO TESTE DA BARRA DE HOPKINSON....	24
4.1 - Introdução	25
4.2 - Histórico.....	26
4.3 – Modelagem matemática	28
5 – MODELAGEM POR ELEMENTOS FINITOS	32
5.1 - Introdução	33
5.2 – Modelo bi-dimensional da barra de Hopkinson	34
5.3 – Exemplo de Reconstituição.....	36
6 – RESULTADOS.....	42
6.1 – Introdução	43

6.2 – Resultado de teste com material sujeito a encruamento.....	44
7 – DISCUSSÃO	58
7.1 – Principais variáveis no projeto do modulador.....	59
7.2 – Vantagens do teste com modulador	61
8 – CONCLUSÃO	65
LISTA DE REFERÊNCIAS.....	67

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 : Configuração básica da barra de Hopkinson de compressão	4
Figura 2.1 : Exemplos de modelos constitutivos para aço HSLA350.....	8
Figura 3.1.1 : Barra de Hopkinson do laboratório do Grupo de Mecânica dos Sólidos e Impacto em Estruturas da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo	11
Figura 3.1.2 : Propagação de ondas na barra de Hopkinson de compressão	12
Figura 3.2.1 : Esquema do equipamento da barra de Hopkinson.....	13
Figura 4.3.1 : Esquema de barra de Hopkinson com modulador de pulso.....	28
Figura 5.3.1 : Material Elasto-Plástico insensível à taxa de deformação	37
Figura 5.3.2 : Malha com corpo de prova anular	37
Figura 5.3.3 : Pulsos de tensões incidente, refletida e transmitida para exemplo de reconstituição	38
Figura 5.3.4 : Tensões programada e reconstituída no corpo de prova	39
Figura 5.3.5 : Taxa de deformação de engenharia do corpo de prova do exemplo de reconstituição	39
Figura 5.3.6 : Deformação plástica verdadeira final do corpo de prova do exemplo de reconstituição	40
Figura 5.3.7 : Curva tensão-deformação reconstituída	40
Figura 6.2.1 : Pulsos de tensões incidente, refletido e transmitido para modelo n° 1	45

Figura 6.3.2 : Equilíbrio de deformações nas faces do corpo de prova para modelo nº1.....	46
Figura 6.3.3 : Taxa de deformação de engenharia do corpo de prova para modelo nº1	46
Figura 6.3.4-Modificação do pulso incidente para regularização da taxa de deformação da simulação nº1.	47
Figura 6.3.5 :Pulsos simulados com disco de cobre com dimensões 21,4 x 7mm.....	48
Figura 6.3.6 :Equilíbrio de deformações nas fases do corpo de prova para modelo nº2;	50
Figura 6.3.7 - Taxa de deformação de engenharia do corpo de prova para modelo nº2	50
Figura 6.3.8 - Modificação do pulso incidente para regularização da taxa de deformação da modelo nº2.....	51
Figura 6.3.9 - :Pulsos de tensão simulados para simulação nº2 sem e com modulador	52
Figura 6.3.10 : Equilíbrio de deformações nas faces do corpo de prova da modelo nº2 com modulador de Cobre.	52
Figura 6.3.11 : Taxa de deformação de engenharia do corpo de prova da modelo nº2 sem e com modulador de cobre.....	53
Figura 6.3.12 – Pulsos de tensão simulados para modelo nº2 com moduladores de aço e cobre.....	54
Figura 6.3.13 – Equilíbrio de deformações nas faces do corpo de prova da modelo nº2 com modulador de aço.	55
Figura 6.3.14.- taxa de deformação de engenharia do corpo de prova da modelo nº2 sem e com modulador de aço..	55

Figura 6.3.15 - Comparação entre objetivo, pulso incidente planejado e pulsos incidentes obtidos com moduladores de cobre e aço para a modelo nº2 56

Figura 7.2.1 - Curvas tensão-deformação reconstituídas para aço HSLA350 62

LISTA DE TABELAS

Tabela I : Métodos experimentais para teste em vários regimes de deformação.....	3
Tabela II : Exemplos de malhas para corpos de prova e moduladores	35
Tabela III : Requisitos de exemplo de reconstituição numérica	38
Tabela IV : Parâmetros da equação constitutiva de Johnson-Cook para vários aços.	44
Tabela V : Requisitos de modelo nº 1 para corpo de prova.	45
Tabela VI: Pârametros da equação constitutiva do modulador de cobre.....	46
Tabela VII: Requisitos de modelo nº 2 para corpo de prova.	49
Tabela VIII: Requisitos de modelo nº 2 modulado com disco de aço-doce com diâmetro de 15 mm e 1,2 mm de comprimento.....	53

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

SHPB Split Hopkinson Pressure Bar

ULSAB-AVC Ultralight Auto Steel Body Advanced Vehicle Concept

LISTA DE SÍMBOLOS

$\dot{\epsilon}$	-	taxa de deformação de engenharia
ϵ_p	-	deformação plástica verdadeira
$\dot{\epsilon}_p$	-	taxa de deformação plástica verdadeira
σ	-	tensão verdadeira
σ_0	-	tensão de escoamento estática
E_p	-	módulo tangente na região plástica
p	-	parâmetro de equação de Cowper-Symonds
D	-	parâmetro de equação de Cowper-Symonds
k	-	parâmetro da equação constitutiva exponencial
m	-	parâmetro de sensibilidade à taxa de deformação
n	-	parâmetro de encruamento em equações constitutivas
C_1	-	constantes da equação constitutiva de Zerilli-Armstrong
C_2	-	constantes da equação constitutiva de Zerilli-Armstrong
C_3	-	constantes da equação constitutiva de Zerilli-Armstrong
C_4	-	constantes da equação constitutiva de Zerilli-Armstrong
C_5	-	constantes da equação constitutiva de Zerilli-Armstrong
C_6	-	constantes da equação constitutiva de Zerilli-Armstrong
T	-	temperatura absoluta
μ	-	função de temperatura da equação de Zeilli-Armstrong

A	-	parâmetro da equação de Johnson-Cook
B	-	parâmetro da equação constitutiva de Johnson-Cook
C	-	parâmetro da equação constitutiva de Johnson-Cook
T^*	-	temperatura ponderada da equação de Johnson-Cook
q	-	parâmetro da equação de Johnson-Cook
T_{amb}	-	temperatura ambiente
$T_{fusão}$	-	temperatura de fusão
ε_i	-	deformação incidente na barra de entrada
ε_r	-	deformação refletida na barra de entrada
ε_t	-	deformação transmitida à barra de saída
c	-	velocidade de propagação de onda elástica nas barras de entrada e saída
c_{cp}	-	velocidade de propagação de onda elástica no corpo de prova
v_1	-	velocidade de partícula na interface entre barra de entrada e corpo de prova
v_2	-	velocidade de partícula na interface entre corpo de prova e barra de saída
$\dot{\varepsilon}_{cp}$	-	taxa de deformação de engenharia do corpo de prova
L_{cp}	-	comprimento inicial do corpo de prova
P_1	-	força na interface da barra de entrada com o corpo de prova
P_2	-	força na interface da barra de saída com o corpo de prova
E	-	módulo de elasticidade das barras de entrada e saída
A_b	-	área da seção transversal das barras de entrada e saída

σ_{cp}	-	tensão no corpo de prova
A_{cp}	-	área inicial da seção transversal do corpo de prova
ε_{cp}	-	deformação de engenharia do corpo de prova
a_o	-	área inicial da seção transversal
a^*	-	área instantânea da seção transversal
L_o	-	comprimento inicial
L^*	-	comprimento instantâneo
λ	-	índice de esbelteza do corpo de prova
D_{cp}	-	diâmetro do corpo de prova
ε	-	deformação de engenharia
ε_{vcp}	-	deformação verdadeira do corpo de prova
v_3	-	velocidade de partícula na interface entre barra de impacto e modulador
V_o	-	velocidade inicial da barra de impacto
v_i	-	velocidade de partícula na barra de entrada
σ_{st}	-	tensão na barra de impacto
A_{st}	-	área da seção transversal da barra de impacto
σ_i	-	tensão na barra de entrada
ρ	-	massa específica do material das barras de entrada e saída
ρ_{st}	-	massa específica do material da barra de impacto
v_{st}	-	velocidade de propagação de onda na barra de impacto

c_{st}	-	velocidade de propagação de onda elástica na barra de impacto
β	-	impedância relativa
L_{st}	-	comprimento da barra de impacto
t_p	-	duração temporal do pulso
L_p	-	comprimento do pulso
P_3	-	força na interface da barra de impacto com o modulador
P_4	-	força na interface da barra de entrada com o modulador
σ_m	-	tensão no modulador
a_m	-	área instantânea da seção transversal do modulador de pulso
a_{om}	-	área inicial da seção transversal do modulador de pulso
ε_m	-	deformação de engenharia do modulador
$\dot{\varepsilon}_m$	-	taxa de deformação de engenharia do modulador
v_4	-	velocidade de partícula na interface entre a barra de saída e modulador
L_{om}	-	comprimento inicial do modulador
τ	-	duas vezes o tempo de trânsito de onda na barra de impacto
t	-	tempo desde o início do impacto
F	-	função de amortecimento
t_0	-	tempo correspondente à deformação ε_{m0} do modulador
t_1	-	tempo correspondente à deformação ε_{m1} do modulador
ε_{m0}	-	deformação de engenharia do modulador no instante “0”

- ε_{m1} - deformação de engenharia do modulador no instante “1”
- $\dot{\varepsilon}_{vcp}$ - taxa de deformação verdadeira do corpo de prova
- L - comprimento das barras de entrada e saída
- D_b - diâmetro das barras de pressão
- ν - coeficiente de Poisson do material das barras de pressão
- ε_{st} - deformação de engenharia da barra de impacto

CAPÍTULO 1: INTRODUÇÃO

1 – INTRODUÇÃO

As características de materiais submetidos a altas taxas de deformação são importantes em várias aplicações de engenharia estrutural e de transformação de metais. Partes frontais das estruturas de automóveis em condições de testes de impacto legais e comerciais sofrem taxas de deformação de 300 s^{-1} e processos industriais como extrusão de alta velocidade e laminação submetem materiais a grandes deformações a várias temperaturas e taxas de deformação [1].

Nestes e em outros exemplos, análises de engenharia, tais como simulações em larga-escala com elementos finitos, requerem modelos constitutivos da resposta dos materiais que permitam avaliar seu comportamento. Testes experimentais com altas taxas de deformação fornecem os dados necessários à elaboração desses modelos.

Corpos de prova podem ser carregados em compressão, tração ou torção segundo o método de teste. Testes mecânicos convencionais permitem a obtenção de taxas de carregamento constantes e, portanto, taxas de deformação de engenharia constantes, apenas para valores limitados de deformação plástica [1]. Equipamentos comerciais para testes de tração são usados na faixa de taxa de deformação até 10 s^{-1} [2] e equipamentos servo-hidráulicos proporcionam taxas de até 200 s^{-1} em tração ou compressão [1]. Para conseguirem-se taxas ainda maiores deve-se recorrer a outros métodos conforme sumarizado na tabela I [3].

Taxa de deformação	Método experimental	Propagação de onda
Baixa: $\dot{\epsilon} < 0.1 \text{ s}^{-1}$	Equipamento de teste mecânico convencional	Irrelevante
Média: $0.1 \text{ s}^{-1} \leq \dot{\epsilon} \leq 200 \text{ s}^{-1}$	Equipamento servo-hidráulico, plastômetro de came, teste de queda livre	Influencia a medição de carga
Altíssima: $10^5 \text{ s}^{-1} \leq \dot{\epsilon}$	Barra de Hopkinson em tração, torção ou compressão.	Afeta a hipótese de tensão uniforme
Altíssima: $10^5 \text{ s}^{-1} \leq \dot{\epsilon}$	Várias técnicas de tração, torção ou compressão.	Requer análise para interpretação de resultados

Tabela I : Métodos experimentais para teste em vários regimes de deformação.
Adaptada de [3].

Desses, o método mais utilizado é o da barra de Hopkinson em compressão que permite obter a curva de tensão-deformação de materiais desde baixas deformações plásticas até aquelas acima de 100% e a taxas de deformação entre 50s^{-1} e 10^4s^{-1} dependendo do tamanho do corpo de prova [3].

À medição da deformação feita pela medida física da estricção e alongamento do corpo de provas em testes de tração quase-estáticos, acrescentam-se, com o aumento da taxa de deformação do teste, aquelas feitas com o auxílio de extensômetros e até pelo deslocamento da mesa em máquinas convencionais. Com taxas ainda maiores as medidas de deformação tomadas diretamente sobre o corpo tornam-se inviáveis e são substituídas pela análise de propagação de ondas.

A grande vantagem da barra de Hopkinson, representada na figura 1.1, sobre outros métodos é que ela fornece altas taxas de deformação com gradiente de tensão do corpo de prova próximo a zero, ou seja, o corpo de prova mantém-se em equilíbrio

dinâmico. Em comparação, a velocidade das garras de uma máquina de tração convencional depende do deslocamento das mesmas e da carga aplicada, o que torna a taxa de deformação irregular e dependente da resistência e do encruamento do corpo de prova.

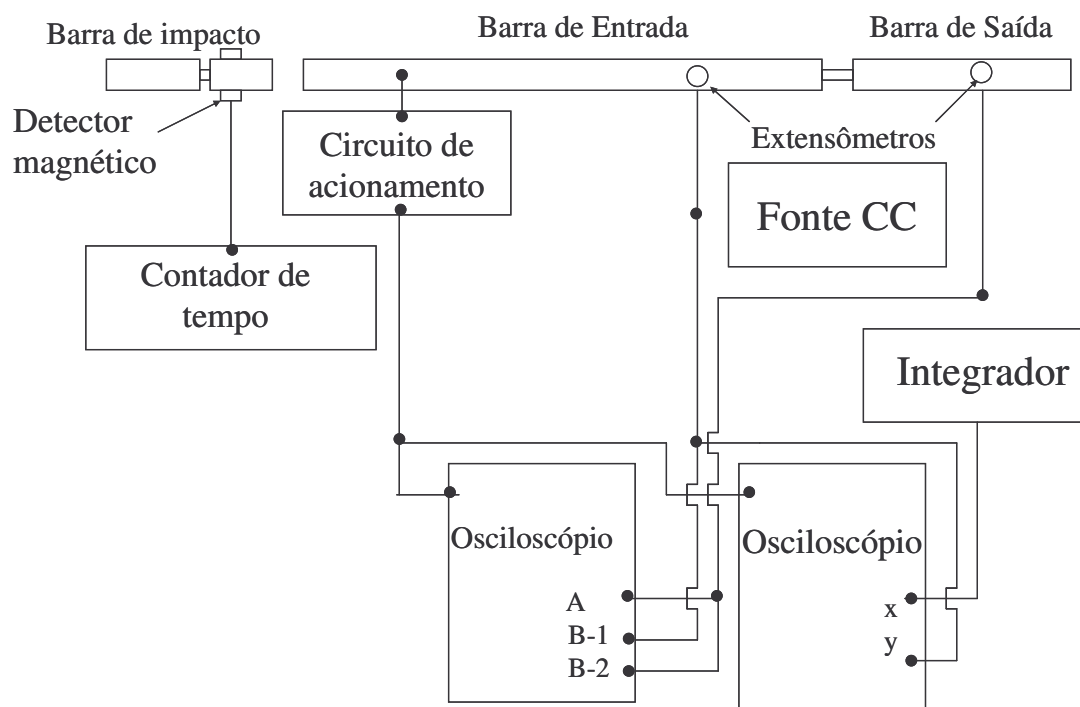


Fig. 1.1: Configuração básica da barra de Hopkinson de compressão

CAPÍTULO 2 : CARACTERÍSTICAS DOS MATERIAIS

2 – Características dos Materiais

A resposta mecânica de materiais a altas taxas de deformação difere significativamente da estática e daquela observada a taxas intermediárias. Na análise de situações práticas tais como impactos estruturais, de objeto estranho contra aeronave, processos de transformação, explosões, terremotos, e balística necessita-se conhecer a característica do material quando solicitado a taxas de deformação desde 100s^{-1} até valores superiores a 10^4s^{-1} .

Grande quantidade de dados experimentais relativos ao comportamento de materiais sob altas taxas de deformação está disponível na literatura. Os resultados indicam que para muitos metais há uma relação linear entre a tensão de escoamento e o logaritmo da deformação plástica desde a região quase estática até taxas de deformação de cerca de 10^3s^{-1} . Acima desta faixa, entretanto, a tensão de escoamento aumenta bem mais rapidamente com o aumento da taxa de deformação, a linearidade desaparece, e a extrapolação a partir do comportamento a taxas menores é inválida. Os dados experimentais tornam-se mais raros a taxas acima de 10^4s^{-1} devido ao aumento da dificuldade do teste. Nesta região a tensão de escoamento inferior é proporcional à taxa de deformação ao invés de ao seu logaritmo, o que denota uma região de resposta mecânica controlada, em parte, por um mecanismo de amortecimento viscoso e não mais por processos ativados termicamente como para taxas abaixo de 10^3s^{-1} [3].

O estudo da descrição matemática da relação tensão-deformação de materiais sob altas taxas de deformação cresce em paralelo com o rápido crescimento do uso de simulações computacionais. No passado propuseram-se vários modelos constitutivos para a deformação plástica de materiais policristalinos sob altas taxas de deformação. Entre eles destacam-se os seguintes modelos disponíveis no aplicativo comercial de cálculo LS-Dyna [4], onde ε_p é a deformação plástica efetiva:

Elasto-plástico com encruamento dinâmico:

$$\sigma = (\sigma_0 + E_p \varepsilon_p) \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{D} \right)^{\frac{1}{p}} \right], \quad (2.1)$$

onde o fator responsável pelo encruamento em razão da taxa de deformação é dado pelo modelo de Cowper-Symonds.

Exponencial sensível à taxa de deformação:

$$\sigma = k \varepsilon^m \dot{\varepsilon}^n \quad (2.2)$$

Modelo de Zerilli-Armstrong para metais CCC e CFC, respectivamente:

$$\sigma = C_1 + \left\{ C_2 (\varepsilon_p)^{1/2} \left[e^{(-C_3 + C_4 \ln(\dot{\varepsilon}_p))T} \right] + C_5 \right\} \left(\frac{\mu(T)}{\mu(293)} \right) \quad (2.3)$$

$$\sigma = C_1 + C_2 e^{(-C_3 + C_4 \ln(\dot{\varepsilon}_p))T} + \left[C_5 (\varepsilon_p)^n + C_6 \right] \left(\frac{\mu(T)}{\mu(293)} \right), \quad (2.4)$$

onde C_0, C_1, C_3, C_4, C_5 e n são constantes e T é a temperatura absoluta.

Modelo de Johnson-Cook (JC):

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)(1 + C \ln \dot{\varepsilon})(1 - T^{*q}), \quad (2.5)$$

onde A, B, C, n e q são constantes, T^* é dado pela razão $(T - T_{amb.}) / (T_{fusão} - T_{amb.})$, e T é a temperatura de teste.

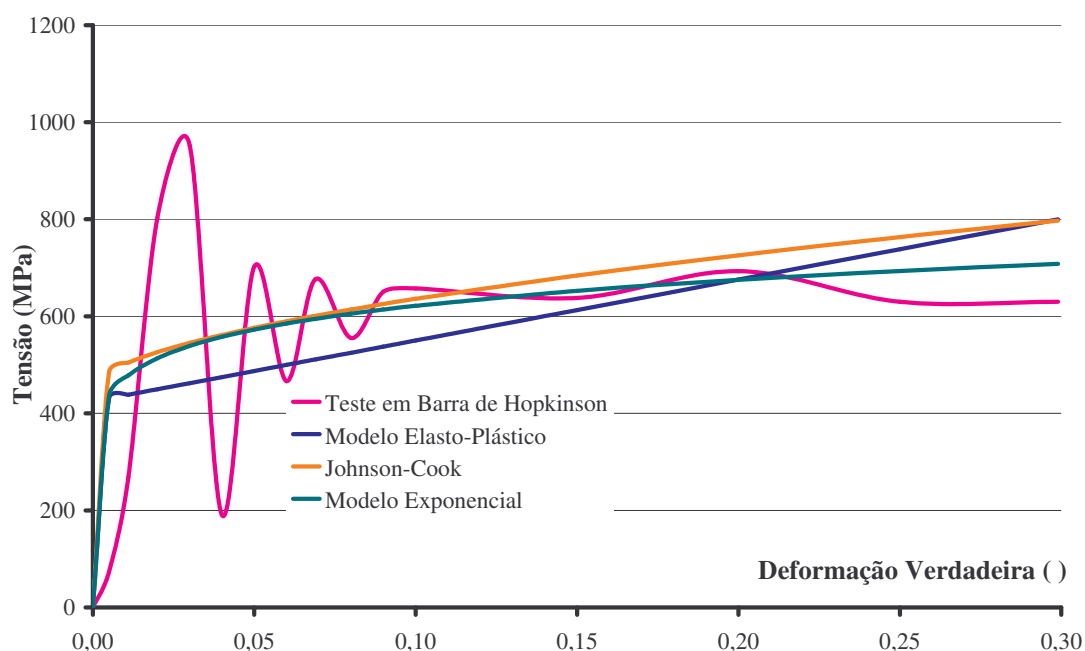


Fig. 2.1: Exemplos de modelos constitutivos para aço HSLA350.

A figura 2.1 mostra exemplos de relações constitutivas para o aço micro-ligado HSLA350 do consórcio ULSAB-AVC cujos dados de teste, incluindo barra de Hopkinson, foram publicados pelo consórcio [5] e cuja equação característica segundo o modelo de Johnson-Cook foi publicada por Xu [6].

A constante A no modelo de Johnson-Cook pode ser tomada como a tensão de escoamento ou como um parâmetro de ajuste. Se a constante A representa a tensão de escoamento, então o parâmetro n em $A+B\varepsilon^n$ não corresponde ao valor n da lei exponencial $\sigma=K\varepsilon^n$. Se se obtém o parâmetro A via um procedimento estritamente matemático de ajuste de curvas, então as constantes em $A+B\varepsilon^n$ não possuem nenhum significado físico. [6].

As análises presentes no capítulo 5 adotam o modelo de Johnson-Cook que proporciona um bom ajuste com dados físicos na região de taxas de deformação obtidas com o método da barra de Hopkinson e que permanece válido a baixas taxas no regime quase-estático [4].

CAPÍTULO 3 : DESCRIÇÃO DO TESTE

3 – DESCRIÇÃO DO TESTE

3.1 – Introdução:

O teste da barra de Hopkinson homenageia Bertram Hopkinson apud Gray III [1] que, em 1914, desenvolveu um método para determinação da variação no tempo da pressão produzida em uma barra longa pelo impacto de uma bala ou explosivo. O impacto produzia uma onda de compressão finita que ao chegar à extremidade oposta da barra era parcialmente transmitida a um disco de aço justaposto à barra por uma fina camada de graxa. Este disco era arremessado tendo seu momento medido com um pêndulo balístico [7]. Hopkinson havia compreendido que, na medida em que a solicitação da barra de pressão permanecesse na região elástica, o deslocamento ao longo da barra estaria diretamente relacionado à tensão e que o comprimento da onda na barra relacionava-se à duração do impacto pela velocidade do som na mesma [3].

Em 1949 Kolsky colocou um corpo de provas entre duas barras de pressão criando o teste hoje clássico que, portanto, também é chamado de barra de Kolsky (veja figura 3.1.1). Para esta configuração ele apresentou expressões que permitiam calcular as propriedades do corpo de prova a partir da medição da variação temporal das deformações nas barras. Estas medições beneficiavam-se de trabalho anterior de Davies com condensadores [3].



Fig. 3.1.1: Barra de Hopkinson do laboratório do Grupo de Mecânica dos Sólidos e Impacto em Estruturas da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo

Nesta configuração o pulso de tensão compressiva é gerado através do impacto de uma terceira barra, chamada de barra de impacto, contra a barra de entrada. A barra de impacto é geralmente acelerada por uma pistola a gás. Ao chegar à interface com o corpo de prova o pulso é parcialmente refletido e parcialmente transmitido ao corpo de prova comprimindo-o (vide figura 3.1.2). Na forma atual do teste os sinais das deformações nas barras de entrada e saída são medidos com extensômetros montados sobre as mesmas.

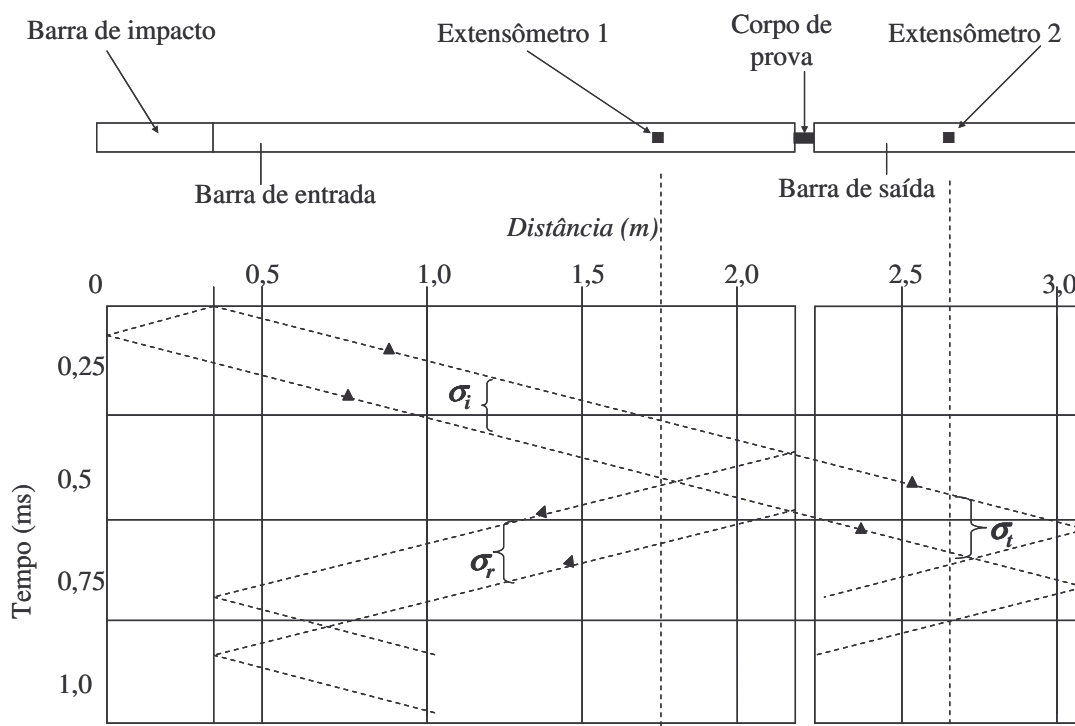


Fig. 3.1.2: Propagação de ondas na barra de Hopkinson de compressão

O teste, também conhecido pelo acrônimo SHPB (*Split Hopkinson Pressure Bar*), tornou-se na década de 1970 o mais usado na região de taxas de deformação entre 10^3 e 10^4 s^{-1} , a que se seguiu o desenvolvimento de versões para testes de tração e torção [2].

Desde então a aplicação dos testes de barra de Hopkinson expandiu-se para a obtenção de dados físicos de uma larga gama de materiais incluindo polímeros, espumas e materiais frágeis como concreto e rochas. Field et al. [2] trazem uma cronologia destacando os principais desenvolvimentos e melhorias aplicáveis ao teste e a correspondente bibliografia.

3.2 – Modelagem matemática

No desenvolvimento que se segue admite-se que a propagação de ondas de tensão ao longo das barras é unidimensional e que o corpo de prova apresenta um estado de tensão uniforme. Isto em função da dimensão diminuta do corpo de prova permitir que as ondas de tensão reverberem entre suas extremidades em tempo muito inferior ao do teste. Também está implícito que, o corpo de prova tem impedância mecânica menor do que a do material das barras como maneira de garantir que o pulso incidente na barra de entrada seja refletido como pulso de tração na interface com o corpo de prova [8]. Os aspectos práticos da configuração de testes que respeitam essas duas hipóteses serão discutidos na seção 3.4.

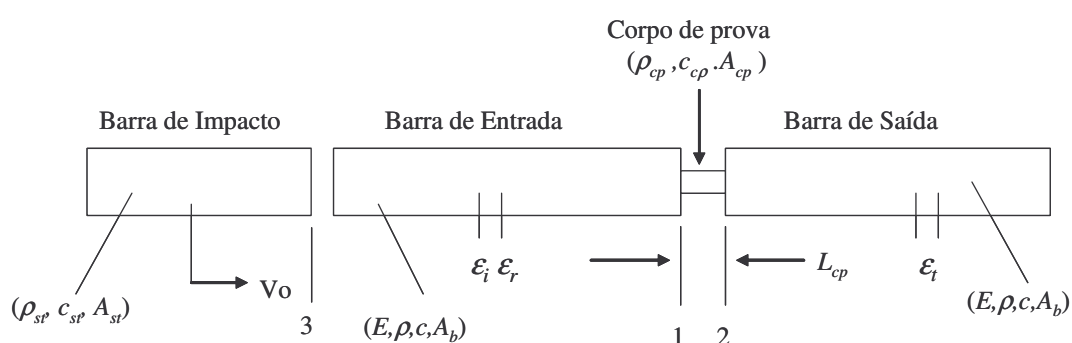


Fig. 3.2.1 : Esquema do equipamento da barra de Hopkinson

Tomando-se por base a figura esquemática 3.2.1, os subscritos 1 e 2 referem-se às interfaces entre o corpo de prova e, respectivamente, a barra de entrada, ou incidente, e a barra de saída, ou transmissora. O subscrito 3 refere-se à interface da barra de impacto com a entrada.

Como o estado de tensão e deformação é admitido uniforme ao longo do corpo de prova, a taxa de deformação de engenharia do corpo de provas $\dot{\epsilon}_{cp}$ é dada por:

$$\dot{\epsilon}_{cp} = \frac{v_1(t) - v_2(t)}{L_{cp}}, \quad (3.1)$$

onde L_{cp} é o comprimento do corpo de prova e as velocidades v_1 e v_2 são as velocidades nas respectivas interfaces. Observe neste ponto que as tensões e deformações compressivas possuem sinal positivo enquanto que as de tração têm sinal negativo.

A velocidade v_1 é o produto da velocidade do som nas barras de pressão, c , pela deformação total na interface entre a barra de entrada e o corpo de prova, esta, resultado da adição ($\epsilon_i - \epsilon_r$) das deformações causadas pelos pulsos incidente e refletido. Obtemos da mesma maneira a velocidade v_2 na interface de saída em função da deformação (ϵ_t) provocada pelo pulso transmitido:

$$\begin{aligned} v_1 &= c(\epsilon_i - \epsilon_r), \\ v_2 &= c\epsilon_t. \end{aligned} \quad (3.2)$$

Substituindo-se as equações (3.2) em (3.1) obtém-se:

$$\dot{\epsilon}_{cp} = \frac{c}{L_{cp}}(\epsilon_i - \epsilon_r - \epsilon_t). \quad (3.3)$$

As forças nas extremidades do corpo de prova são obtidas de:

$$\begin{aligned} P_1 &= EA_b(\epsilon_i + \epsilon_r), \\ P_2 &= EA_b\epsilon_t, \end{aligned} \quad (3.4)$$

sendo E e A o módulo de elasticidade e a área da seção transversal das barras de entrada e saída. Das forças P_1 e P_2 calcula-se a tensão média no corpo de prova cuja área de seção transversal é dada por A_{cp} :

$$\sigma_{cp} = \frac{E}{2} \frac{A_b}{A_{cp}} (\varepsilon_i + \varepsilon_r + \varepsilon_t). \quad (3.5)$$

Quando o corpo de prova deforma-se uniformemente as tensões em ambas as interfaces igualam-se e $P_1 = P_2$; então a partir de (3.3) e (3.4) deduz-se que:

$$\varepsilon_i + \varepsilon_r = \varepsilon_t, \quad (3.6)$$

a partir da qual as equações (3.3) e (3.5) podem ser simplificadas:

$$\dot{\varepsilon}_{cp} = \frac{-2c}{L_{cp}} \varepsilon_r, \quad (3.7)$$

$$\sigma_{cp} = E \frac{A_b}{A_{cp}} \varepsilon_t. \quad (3.8)$$

Finalmente, integrando-se a equação (3.7) obtém-se a deformação do corpo de prova:

$$\varepsilon_{cp} = \frac{-2c}{L_{cp}} \int_0^t \varepsilon_r dt. \quad (3.9)$$

Bastam, portanto, as medidas feitas nas barras elásticas de pressão, além das dimensões do corpo de prova e propriedades das barras, para calcular-se a curva tensão-deformação do corpo de prova. Note-se, entretanto, que neste cálculo a área da seção transversal do corpo de provas, A_{cp} deve ser ajustada em função da deformação. No caso de materiais sólidos incompressíveis e homogêneos, a conservação de massa fornece:

$$a_o L_o = a_* L_* \quad (3.10)$$

onde o subscrito 0 denota os valores originais do teste e o asterisco $*$ os valores em um determinado instante ao longo do teste.

Com o auxílio da definição de deformação de engenharia no sentido longitudinal:

$$\varepsilon = \frac{L_0 - L_*}{L_0} \quad (3.11)$$

resulta a expressão para correção da área da seção deformada:

$$a_* = \frac{a_0}{1 - \varepsilon} \quad (3.12)$$

Tenha-se em mente que as deformações medidas pelos extensômetros sobre as barras de pressão são deformações verdadeiras que devem ser corrigidas para valores de engenharia por:

$$\varepsilon_{vcp} = -\ln(1 - \varepsilon_{cp}), \quad (3.13)$$

onde ε_{vcp} é a deformação verdadeira do corpo de prova [9].

Esta consideração evidencia que, com o desenvolvimento de propagação unidimensional de ondas apresentado, não é possível calcular-se a tensão verdadeira de materiais porosos e de espumas e estruturas em forma de colméia, cujo volume não se conserva. Nestes casos o problema é contornado fazendo-se medições adicionais da deformação verdadeira com o uso, por exemplo, de equipamento fotográfico [1].

3.3 – Dimensionamento da barra de Hopkinson

Além da taxa desejada constante de deformação que se constitui na grande vantagem experimental da barra de Hopkinson, a configuração das barras em termos de seu material, comprimentos e seções transversais depende da característica do material a ser testado. Assim, a deformação desejada do corpo de prova vai ditar a energia contida no pulso de tensão que é função tanto do comprimento da barra de impacto quanto da sua velocidade e de sua impedância mecânica relativamente à da barra de entrada. As dimensões do corpo de prova tanto dependem quanto influenciam aquelas das barras e há claros compromissos na escolha destes valores que limitam a validade do teste a certas regiões de taxas de deformação e de deformação total.

A partir do contato coaxial da barra de impacto com velocidade inicial V_o com a barra de entrada em repouso estabelece-se na interface entre elas um equilíbrio de forças,

$$\sigma_{st} A_{st} = \sigma_i A_b, \quad (3.14)$$

onde as tensões nas barras de impacto e de entrada são dadas por σ_{st} e σ_i , e continuidade de velocidade,

$$v_3(t) = V_o - v_{st}(t) = v_i(t), \quad (3.15)$$

onde $v_3 = v_i$ e v_{st} são, respectivamente, as velocidades de partícula nas barras de impacto e de entrada.

A relação entre as tensões nas barras e respectivas velocidades de partícula é dada por [Johnson]:

$$\begin{aligned}\sigma_i &= \rho c v_i \\ \sigma_{st} &= \rho_{st} c_{st} v_{st}\end{aligned}, \quad (3.16)$$

sendo que ρ_{st} e ρ são, nesta ordem, as massas específicas da barra de impacto e das demais barras cujas velocidades de propagação de onda elástica são, respectivamente, c_{st} e c .

Substituindo-se as velocidades de (3.16) em (3.15) obtém-se:

$$\frac{V_o}{A_b} - \frac{\sigma_i}{A_{st} \rho_{st} c_{st}} = \frac{\sigma_i}{A_b \rho c}, \quad (3.17)$$

que combinada às equações (3.14) e (3.16) permite o cálculo das tensões nas barras:

$$\sigma_i = \frac{\beta \rho c V_o}{1 + \beta}, \quad (3.18)$$

$$\sigma_{st} = \frac{\rho_{st} c_{st} V_o}{1 + \beta}, \quad (3.19)$$

$$\beta = \frac{A_{st} \rho_{st} c_{st}}{A_b \rho c}, \quad (3.20)$$

onde β é a impedância mecânica relativa entre a barra de impacto e as demais. Portanto a velocidade de partícula na barra de entrada é recuperada de (3.16) como:

$$v_i = \frac{\beta V_o}{1 + \beta}, \quad (3.21)$$

A duração do contato entre as barras é dado por t_p , o tempo para que a onda compressiva na barra de impacto volte refletida à interface como onda de tração interrompendo o contato:

$$t_p = \frac{2L_{st}}{c_{st}}, \quad (3.22)$$

sendo L_{st} o comprimento da barra de impacto. A duração do pulso permite então calcular-se o seu comprimento como:

$$L_p = ct_p = 2L_{st} \frac{c}{c_{st}}. \quad (3.23)$$

O comprimento do pulso é um parâmetro importante pois quando maior que o comprimento da barra de entrada há sobreposição acompanhada de destruição da onda incidente e sua reflexão na interface da barra de entrada com o corpo de prova. Este pulso refletido pode ser recuperado de (3.7) como:

$$\sigma_r = \frac{E L_{cp}}{-2c} \dot{\epsilon}_{cp}, \quad (3.24)$$

e deve ter amplitude constante de modo a garantir uma taxa de deformação constante.

O pulso transmitido à barra de saída através do corpo de prova vem da equação (3.8):

$$\sigma_t = \frac{A_{cp}}{A_b} \sigma_{cp}, \quad (3.25)$$

e ilustra a necessidade de se balancear as dimensões do corpo de prova e das barras sob pena de produzir sinais muito baixos nos extensômetros sobre a barra de saída para corpos de prova com seção transversal muito menor do que a das barras de pressão.

De posse das equações das tensões refletida e transmitida em (3.24) e (3.25), a equação (3.6) fornece a tensão incidente na barra de entrada como:

$$\sigma_i = \frac{A_{cp}}{A_b} \sigma_{cp} + \frac{EL_{cp}}{2c} \dot{\epsilon}_{cp} \quad (3.26)$$

Se houver meios de se estimar a tensão do material do corpo de prova, a exemplo de resultados de teste quase-estáticos, pode-se calcular a tensão incidente desejada com base na deformação total e a taxa de deformação desejadas no corpo de prova. Esta mesma tensão incidente, ainda que não constante, deverá ser reproduzida no caso da técnica de modulação de pulso ajustando-se a velocidade da barra de impacto, que no caso clássico deriva-se de (3.16) e (3.21) como:

$$V_o = \frac{1 + \beta}{\rho c \beta} \left(\frac{A_{cp}}{A_b} \sigma_{cp} + \frac{EL_{cp}}{2c} \dot{\epsilon}_{cp} \right). \quad (3.27)$$

O tempo de duração do pulso do qual deriva o comprimento da barra de impacto pela equação (3.22) pode-se estimar, no caso de taxa de deformação constante, simplesmente como:

$$t_p = \frac{\epsilon_{cp}}{\dot{\epsilon}_{cp}}. \quad (3.28)$$

Para um dado equipamento de barra de Hopkinson fica evidente a limitação quanto ao comprimento, material e diâmetros de barras, principalmente no que diz respeito às barras de entrada e saída. Isto significa que um dado equipamento é dimensionado para uma certa faixa de características de material, taxas de deformação e deformação total.

As equações para dimensionamento do teste da barra de Hopkinson apresentadas precisam, entretanto, ser corrigidas quando o material do corpo de prova possui alta tensão inicial de escoamento, grande diferença entre as tensões superior e inferior de escoamento, como no caso de aços baixo-carbono, ou grande sensibilidade à taxa de deformação [1].

3.4 – Limitações e aspectos práticos

Segundo Subhash [8] a validade da modelagem matemática desenvolvida nas seções 3.2 e 3.3 implica na observação dos cinco pontos seguintes:

- 1 O estado de tensão no corpo de prova é uniforme e uniaxial durante a deformação.
- 2 Os pulsos incidente, transmitido e refletido sofrem pouca dispersão ao longo das barras.
- 3 As barras de entrada e saída sofrem apenas deformações elásticas durante o experimento e as suas superfícies de contato com o corpo de prova permanecem planas e paralelas durante a deformação do corpo de prova.
- 4 A distribuição de tensão na direção radial nas barras de entrada e de saída é razoavelmente uniforme.
- 5 A deformação acumulada no corpo de prova deve-se a um só pulso incidente de compressão.

Com relação ao primeiro ponto, o corpo de prova só entra em equilíbrio dinâmico após algumas reflexões da onda de tensão em suas extremidades. Yang; Shim [10] desenvolveram equações relacionando o número de reflexões necessárias para o equilíbrio em função da impedância relativa entre o corpo de prova e as barras e o tempo de ascensão do pulso incidente. Quanto menor a impedância relativa, mais rapidamente atinge-se o equilíbrio dinâmico, mas há outras considerações que limitam o valor da impedância relativa. O número de reflexões também cai quando o tempo de ascensão é finito, em oposição a um pulso de onda quadrada, e para tempos adequados atinge-se o equilíbrio após três reflexões.

Depreende-se que, por exemplo, no caso de metais, a resposta elástica ocorre antes da consecução do equilíbrio dinâmico e, portanto, obtêm-se dados válidos apenas a partir de certa deformação plástica.

Outra maneira de se reduzir o tempo para o equilíbrio dinâmico é através da redução do comprimento do corpo de prova. No entanto há limitações práticas na relação entre comprimento e diâmetro do corpo de prova devido a efeitos de inércia radial e longitudinal, influenciados por sua vez pelo atrito nas suas interfaces. Meng; Li [11] recomendam um índice de esbeltez $\lambda=L_{cp}/D_{cp}=0,3$ para minimização dos efeitos de inércia, alertando para o aumento da influência, por um lado, da inércia radial com a diminuição do índice e, por outro, da inércia axial com o aumento do índice.

Esta análise de uniformidade faz-se comparando as tensões entre as duas faces do corpo de prova, ou seja, comparando-se a somatória das tensões incidente e refletida na interface com a barra de entrada com a tensão transmitida na interface com a barra de saída (vide equação 3.6).

A deformação plástica do corpo de prova filtra as componentes de alta frequência do sinal transmitido que porém subsistem nos sinais medidos na barra de entrada, de forma que a soma dos últimos oscila em torno do primeiro em caso de equilíbrio, mas o excede no caso contrário, ou seja., de falta de equilíbrio [1].

Esta comparação também é afetada pelo efeito da dispersão, o segundo dos requisitos enumerados. As várias componentes de frequência das ondas de tensão têm velocidades diferentes nas barras, de maneira que, no deslocamento entre as interfaces e os extensômetros, os sinais são dessincronizados. Follansbee e Folansbee; Franz apud Gray III [1] desenvolveram análises que permitem a correção da diferença de fase do modo principal de propagação das ondas.

O terceiro dos requisitos, qual seja o da manutenção da perpendicularidade das faces das barras e sua permanência no regime elástico, também afeta a análise de uniformidade. Há em certa medida uma violação desta condição já que a seção transversal do corpo de prova é inferior a das barras e, portanto a distribuição de tensões nas faces das barras não é uniforme havendo indentação elástica na área de

contato com o corpo de prova. Esta deformação axial também causa expansão radial igualmente irregular que, entretanto, torna-se homogênea a uma certa distância da interface, impondo um limite mínimo à distância entre os extensômetros e as interfaces, estimado por Meng; Li [12] como variando entre 1,5 e 5 vezes o diâmetro das barras.

O quinto quesito não chega a ser importante no teste de materiais dúcteis, mas é fundamental no teste de materiais cerâmicos que fraturam após deformações de 1% a 2%. Técnicas de aprisionamento de momento usadas para assegurar este último requisito fogem ao escopo da presente dissertação.

**CAPÍTULO 4 : MODULAÇÃO DE PULSO NO TESTE DA
BARRA DE HOPKINSON**

4 – MODULAÇÃO DE PULSO NO TESTE DA BARRA DE HOPKINSON

4.1 - Introdução

Em um teste com a barra de Hopkinson, equilíbrio dinâmico ocorre apenas após as ondas terem atravessado o corpo de prova várias vezes de modo a que a tensão convirja para um estado quase-uniforme. A velocidade de onda no material, o comprimento do corpo de prova, e a diferença entre as impedâncias mecânicas nas interfaces entre corpo de prova e barras são fatores que influenciam o tempo necessário para o atingimento do equilíbrio dinâmico: o processo ocorre mais rapidamente em corpos de prova finos com grande velocidade de onda e cuja impedância é bem diferente da do material das barras. A combinação de altas velocidades da onda com corpos de prova finos diminui o tempo que as ondas de tensão precisam para cruzar o corpo de prova. Uma grande diferença de impedância nas interfaces das barras com o corpo de prova facilita a convergência da tensão no corpo de prova. Por outro lado, quanto menor a diferença de impedância, mais tempo é necessário para atingir-se o equilíbrio.

Para obter-se equilíbrio dinâmico no corpo de prova o mais rápido possível pode-se controlar o perfil do pulso de carregamento, seja alterando-se a forma da extremidade impactante da barra de impacto, seja pela adição de um corpo deformável entre as barras de impacto e de entrada.

Este modulador deforma-se plasticamente sob ação da barra de impacto o que muda a forma de onda incidente na barra de entrada. O pulso incidente pode então ser ajustado variando-se o material e as dimensões do modulador.

Além de auxiliar na consecução de equilíbrio dinâmico no corpo de prova, moduladores também têm sido usados para regularizar a taxa de deformação do corpo de prova.

Como a barra de impacto e a barra de entrada têm em geral a mesma impedância, o choque entre elas produz um pulso de onda aproximadamente quadrado o que também produz uma onda refletida quadrada e, portanto, uma taxa de deformação constante, quando o corpo de prova não sofre encruamento. Entretanto no caso de materiais que apresentam acentuada taxa de encruamento, como aços baixo-carbono, a onda refletida, assim como a taxa de deformação do corpo de prova, são decrescentes. Um modulador deformável colocado entre a barra de impacto e a de entrada deforma-se plasticamente com encruamento sob ação da barra de impacto o que muda a forma de onda incidente na barra de entrada.

Pode-se projetar um modulador segundo as características do corpo de prova de modo a manter-se equilíbrio dinâmico de tensão no corpo de prova à taxa de deformação desejada.

Neste capítulo será apresentada uma metodologia para dimensionamento de moduladores de pulso de maneira a regularizar a taxa de deformação de um material dúctil.

O projeto do modulador de pulso para um dado experimento calca-se tanto em resultados experimentais quanto em modelagem analítica

4.2 - Histórico

O modulador de pulso foi originalmente concebido como um filtro passa-baixa destinado a remover componentes de alta frequência gerados no contato direto

da barra de impacto com a de entrada e assim reduzir a dispersão da onda ao propagar-se por longas distâncias com conseqüente melhoria da qualidade dos sinais.

Franz e Follansbee apud Frew foram os primeiros a mostrar experimentalmente que um pulso incidente com inclinação suave reduz os efeitos da dispersão quando comparado com um pulso quadrado além de acelerar o atingimento de equilíbrio dinâmico no corpo de prova [13]. Além do uso de moduladores deformáveis, ambos fizeram experiências com barras de impacto cujas extremidades impactantes tinham grandes raios. Outros valeram-se de extremidades na forma de um cone truncado Christensen apud Frew [13]. Este mesmo expediente foi posteriormente usado em materiais frágeis uma vez que estes toleram apenas deformações elásticas seguidas de fratura e um pulso retangular pode conter tanta energia a ponto de causar fragmentação excessiva tornando impossível a análise pós-teste de micro-fraturas no corpo de prova [8].

Ellwood e Parry apud Gray foram além ao acrescentar uma terceira barra de pressão entre o modulador e a barra de impacto, por isso mesmo chamada de configuração de 3 barras de Hopkinson [14].

Franz e Ellwood apud Frew também usaram moduladores deformáveis de maneira a manter a taxa de deformação do corpo de prova aproximadamente constante [13]. Há trabalhos publicados para polímeros [15, 16], vidro [17], material composto [18], material cerâmico [19], elastômeros [20] e materiais que sofrem mudança de fase em razão de deformação plástica, tal como ligas de Níquel-Titânio [21, 22].

Os moduladores são geralmente discos de papel, borracha, plástico ou metais, sendo que discos, anéis e tubos de cobre de várias dimensões são os mais populares.

Entretanto, via de regra, a menção ao uso de moduladores é acompanhada de comentários sobre necessidade de ajuste do modulador por seguidas tentativas [16, 4]. Em contraste, Nemat-Nasser e Frew apud Frew modelaram a deformação plástica

de moduladores de cobre de forma a prever a forma da onda incidente [13]. Posteriormente Frew aprimorou o cálculo baseado em uma técnica desenvolvida por Chen et al. apud Frew que combina moduladores compostos de discos de cobre e aço doce sobre a superfície impactada da barra de entrada [13]. Moy et al. também relata o empilhamento de discos de cobre em experimentos com PMMA [15].

4.3 – Modelagem matemática

Comparando-se a configuração da barra de Hopkinson com modulador de pulso da figura 4.3.1 abaixo com a configuração tradicional da figura 3.2.1, há que se considerar a influência do modulador sobre o pulso de tensão na barra de entrada. A deformação plástica do modulador absorve parte da energia cinética da barra de impacto que deve ser corrigida de modo a obter o mesmo nível de deformação do corpo de prova. O escoamento plástico do modulador, que altera sua área de seção transversal, combinado a seu encruamento modificam o pulso incidente de maneira não-linear dificultando o dimensionamento do mesmo. O desenvolvimento que se segue foi adaptado do modelo sugerido por Frew [13].

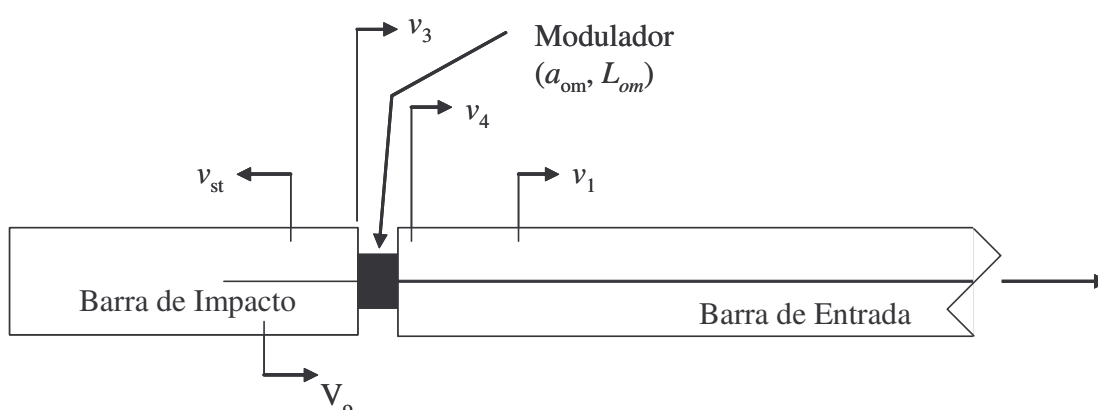


Fig. 4.3.1 : Esquema de barra de Hopkinson com modulador de pulso

Tomando-se por base a figura esquemática 4.3.1, os subscritos 3 e 4 referem-se às interfaces entre o modulador de pulso e, respectivamente, a barra de impacto e a barra de entrada.

Sob ação da barra de impacto surgem no modulador de pulso uma onda compressiva que após sucessivas reflexões em suas extremidades leva-o rapidamente a um estado uniforme de tensão a partir do qual pode-se escrever o equilíbrio de forças nas interfaces 3 e 4 como

$$P_3(t) = \sigma_{st}(t) A_{st} = \sigma_i(t) A_b = P_4(t) . \quad (4.1)$$

Dado que na maioria dos equipamentos o diâmetro da barra de impacto é igual ao diâmetro das demais barras tem-se $A_{st} = A_b$ e pode-se escrever:

$$\sigma_i(t) = \sigma_{st}(t) = \frac{\sigma_m(t) a_m(t)}{A_b} = \frac{\sigma_m(t) a_{om}}{A_b (1 - \varepsilon_m)} , \quad (4.2)$$

onde σ_m e ε_m são a tensão e a deformação de engenharia instantâneas do modulador de pulso e a_{om} e a_m são as áreas de seção transversal inicial e instantânea do modulador de pulso.

Na interface 3, retomando-se as equações (3.15) e (3.16) tem-se:

$$v_3(t) = V_o - v_{st}(t) = V_o - \frac{\sigma_{st}(t)}{\rho_{st} c_{st}} , \quad (4.3)$$

e substituindo-se σ_{st} de (4.2) escreve-se:

$$v_3(t) = V_o - v_{st}(t) = V_o - \frac{a_{om}}{\rho_{st} c_{st}} \frac{\sigma_m(t)}{A_b (1 - \varepsilon_m)} . \quad (4.4)$$

Na interface 4, a velocidade de partícula é dada pela velocidade de propagação de onda na barra de entrada, e da equação (3.16) segue que:

$$v_4(t) = v_i(t) = \frac{\sigma_i(t)}{\rho c}, \quad (4.5)$$

que combinada com a equação (4.1) produz:

$$v_4(t) = \frac{a_{om}}{\rho c A_b} \frac{\sigma_m(t)}{(1 - \varepsilon_m)}. \quad (4.6)$$

A taxa de deformação de engenharia do modulador de pulso, $\dot{\varepsilon}_m$, pode então ser calculada a partir das velocidades nas interfaces como:

$$\dot{\varepsilon}_m(t) = \frac{v_3(t) - v_4(t)}{L_{om}}, \quad (4.7)$$

onde L_{om} é o comprimento inicial do modulador de pulso.

Combinando-se as equações (4.4), (4.6) e (4.7) isolamos a taxa de deformação para o período de tempo $0 \leq t < t_p$, ou seja, antes que a onda elástica na barra de impacto volte à interface 3 e carregue novamente o modulador de pulso:

$$\frac{L_{om}}{V_o} \dot{\varepsilon}_m(t) = 1 - \frac{a_{om}}{A_b V_o} \left[\frac{1}{\rho c} + \frac{1}{\rho_{st} c_{st}} \right] \frac{\sigma_m(\varepsilon_m)}{1 - \varepsilon_m} = \frac{1}{F(\varepsilon_m)}. \quad (4.8)$$

Definindo-se uma função $F(\varepsilon_m)$ dependente apenas da deformação do modulador como:

$$F(\varepsilon_m) = \left[1 - \frac{a_{om}}{A_b V_o} \left(\frac{1}{\rho c} \right) + \frac{\sigma_m(\varepsilon_m)}{(1 - \varepsilon_m)} \right]^{-1}, \quad (4.9)$$

pode-se reorganizar (4.8) como maneira de obter o tempo em função da deformação:

$$dt = \frac{L_{om}}{V_o} F(\varepsilon_m) d\varepsilon_m ; \quad (4.10)$$

$$\varepsilon_m(t=0) = 0 \text{ e } F(\varepsilon_m = 0) = 1$$

A integração do tempo faz-se na prática por método numérico; e no caso de uma expansão de 1ª ordem tem-se:

$$t_1 = t_0 + \frac{L_{om}}{V_o} \left[\frac{F(\varepsilon_{m1}) + F(\varepsilon_{m0})}{2} \right] (\varepsilon_{m1} - \varepsilon_{m0}) \quad (4.11)$$

onde t_0 e t_1 são os instantes de tempo correspondentes a valores de deformação ε_{m0} e ε_{m1} do modulador de pulso.

Este cálculo implica o conhecimento da equação constitutiva do material do modulador, $\sigma_m(\varepsilon_m)$, para cálculo de $F(\varepsilon_m)$. A variação temporal do pulso de compressão na barra de entrada, $\sigma_i(t)$ obtém-se então, de (4.2), dos valores de $\sigma_m(\varepsilon_m)$ em cada um dos instantes de tempo de (4.11). Este método é empregado no capítulo 6 em exemplo de dimensionamento de modulador de pulso.

CAPÍTULO 5 : MODELAGEM POR ELEMENTOS FINITOS

5 – MODELAGEM POR ELEMENTOS FINITOS

5.1 - Introdução

Modelos uni-, bi- e tri-dimensionais de elementos finitos têm sido usados para simular parâmetros de teste e verificar a validade do dimensionamento do teste. Modelos por elementos finitos oferecem além do mais, uma maneira de se validar os dados e a análise de dispersão usada na BH para avaliar os efeitos de inércia e atrito e para estender o uso do teste da BH.

O uso conjunto de simulação por elementos finitos e testes físicos permite estender o uso do teste da BH para caracterização de materiais para os quais a princípio a hipótese de propagação de onda uniaxial não é válida, a exemplo de materiais cuja deformação não-uniforme viola a hipótese de equilíbrio dinâmico [14]. Isto ocorre com polímeros expandidos e estruturas em forma de colméia devido a compactação e também no caso de fratura ou formação de bandas de deformação plástica. como no caso de compactação, formação de bandas de cisalhamento e fratura Nestes casos, novos modelos de relações constitutivas podem ser validados comparando-se os sinais simulados nas barras com os sinais medidos em testes físicos [14].

Bertholf; Karnes [23] estudaram a acuracidade do teste da barra de Hopkinson com um programa de computador para cálculo bi-dimensional de propagação de ondas elasto-plásticas. Meng; Li [11] usaram o aplicativo ABAQUS/Explicit Version 5.8 para definir coeficientes de uniformidade radial e axial a partir de simulações numéricas com elementos axi-simétricos variando-se o índice de esbelteza dos corpos de prova e o atrito nas suas interfaces. Ramírez; Rubio-Gonzalez [24] construíram malhas com elementos tetraédricos para simular,

com o aplicativo LS-DYNA, o efeito de moduladores de pulso sobre a dispersão em uma barra de Hopkinson montada sem corpo de prova.

5.2 – Modelo bi-dimensional da barra de Hopkinson

O aplicativo usado para modelagem por elementos finitos foi o LS-DYNA versão 970 para sistema operacional Linux. O LS-DYNA foi desenvolvido para análise de carregamentos sob impacto e é capaz de soluções implícitas ou explícitas em malhas Lagrangeanas ou Eulerianas [25].

Nas análises que se seguem as barras de pressão, assim como o corpo de prova e o modulador foram modelados com elementos axi-simétricos com ponderação por volume e integração por 4 pontos. A escolha de uma malha Lagrangeana bi-dimensional deu-se em razão da maior rapidez de cálculo, da natureza estritamente axi-simétrica das barras, corpo de prova e modulador e também devido à limitação de 10.000 elementos da versão estudantil disponível para o autor. Na geração das malhas e no pós-processamento dos resultados utilizou-se o aplicativo LS-PREPOST versão 1.0 [26].

As barras de entrada e saída foram, cada uma com de comprimento $L=1,4$ m e diâmetro $D_b=25,4$ mm, representadas por uma malha com 15 elementos na direção radial e 151 elementos na direção do eixo; o número ímpar de elementos permite a obtenção dos sinais no meio das barras [27]. Os modelos das barras de impacto, de mesmo diâmetro, também continham 15 elementos na direção radial e na direção longitudinal elementos com tamanho aproximadamente igual àquele dos elementos das outras barras. Todas as barras foram formuladas com material elástico isotrópico com módulo de elasticidade $E=2,1 \times 10^{11}$ Pa e massa específica $\rho = 7850$ kg/m³ e coeficiente de Poisson $\nu=0.3$.

Para os corpos de prova e os moduladores foram usadas malhas mais finas conforme tabela II abaixo:

Radial			Longitudinal	
Diâmetro externo (mm)	Diâmetro interno (mm)	Nº Elementos	Comprimento (mm)	Nº Elementos
5,0	0,0	30	0,2	1
15,0	0,0	90	1,2	6
17,7	15,2	12	0,6	3
19,2	12,0	25	1,2	15
21,4	0,0	105	7,0	35
10,0	0,0	60	3,0	15
14,4	10,0	40	3,0	6

Tabela II : exemplos de malhas para corpos de prova e moduladores.

Para as simulações com moduladores finos, e.g. $L_{om}=0,2$ mm, a deformação total $\varepsilon_m > 2$ e, portanto recomenda-se usar malhas adaptativas com rezonamento. Para contornar problemas com o cálculo quando a distorção da malha Lagrangeana é excessiva, o rezonamento de sólidos bidimensionais do LS-DYNA gera malhas mais finas com valores nodais interpolados da malha de origem [4]. Na presente dissertação o uso deste recurso foi prejudicado pela limitação do número de elementos.

Os materiais dos corpos de prova e moduladores seguiram o modelo constitutivo simplificado de Johnson-Cook, invariável com a temperatura, porém com formulação viscoplástica.

Os contatos nas interfaces entre barras e corpo de prova ou modulador são controlados automaticamente pelo LS-DYNA a partir da definição, em cada interface, de um conjunto de nós mestre para uma barra e de outro escravo, que desliza sobre o primeiro, seja para uma extremidade do corpo de prova, do modulador ou de outra barra. Para efeito de simplificação todas as interfaces foram

consideradas lubrificadas, ou seja, com coeficiente de atrito nulo.

Na condição inicial todos os nós da barra de impacto têm a velocidade inicial V_0 projetada para o experimento. A frequência de amostragem dos resultados nos nós e elementos foi definida como 10^{-6} s e a duração total da simulação situou-se entre 0,7 e 1 ms.

Os resultados incluem todos os valores dos tensores de tensão e deformação dos elementos, mas para efeito de pós-processamento concentrou-se naqueles valores que seriam obtidos de extensômetros posicionados sobre as barras. As variações temporais das tensões longitudinais nos elementos centrais sobre as superfícies das barras de entrada e saída são então usadas para o cálculo da tensão axial, da deformação, da taxa de deformação do corpo de prova, e finalmente para a reconstituição da curva tensão-deformação do material. As curvas de tensão gravadas permitem também analisar a progressão do equilíbrio dinâmico na amostra.

5.3 – Exemplo de Reconstituição

No exemplo que se segue o corpo de prova é um anel de aço modelado com equação característica elasto-plástica com tensão de escoamento igual a 350 MPa e insensível à taxa de deformação (figura 5.3.1).

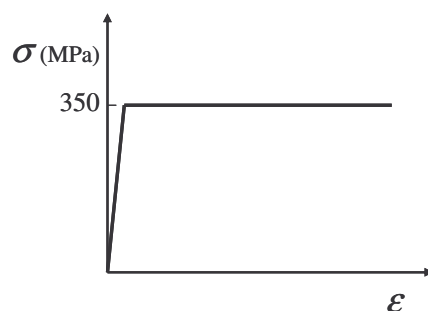


Fig. 5.3.1: Material Elasto-Plástico insensível à taxa de deformação

O corpo de prova é um anel com diâmetros externo e interno iguais a 14,4 e 10 mm, respectivamente, e comprimento igual a 3 mm, representado por uma malha com 40 elementos na direção radial e 6 elementos na direção axial (veja figura 5.3.2):

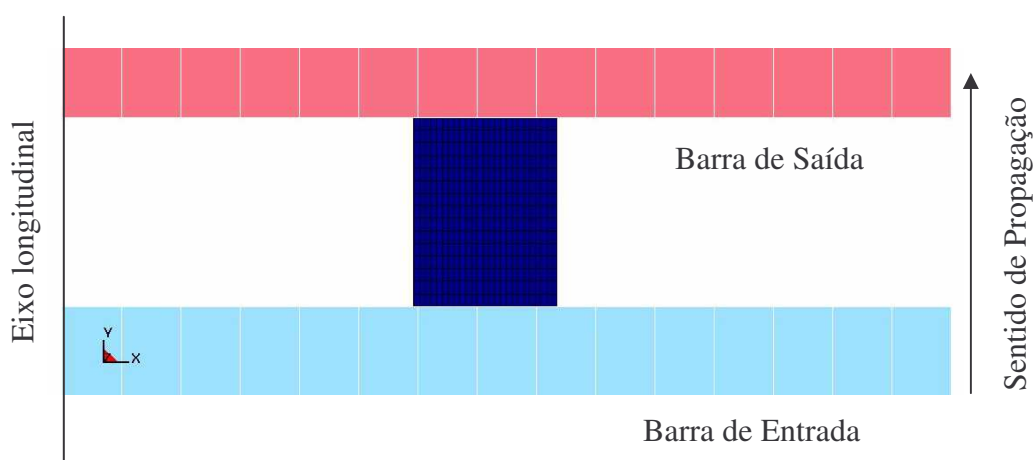


Fig. 5.3.2: Malha com corpo de prova anular

A simulação numérica corresponde a um teste com taxa de deformação de 1500 s^{-1} para deformação desejada total $\varepsilon_{cp}=0,3$. Por conveniência as interfaces com o corpo de prova são consideradas lubrificadas, e, portanto de atrito nulo. A tabela III sumariza os parâmetros do teste calculados conforme desenvolvimento do capítulo 3:

$\dot{\epsilon}_{cp}$ [s^{-1}]	ϵ_{cp} [-]	σ_{cp} [MPa]	σ_i [MPa]	V_o [m/s]	t_p [s]	L_p [m]	L_{st} [m]
1500	30%	350	151	7,41	$1,94 \times 10^{-4}$	1	0,5

Tabela III : Requisitos de exemplo de reconstituição numérica

A figura 5.3.3 mostra os sinais medidos nos centros das barras de entrada e saída correspondentes às posições dos extensômetros em testes físicos.

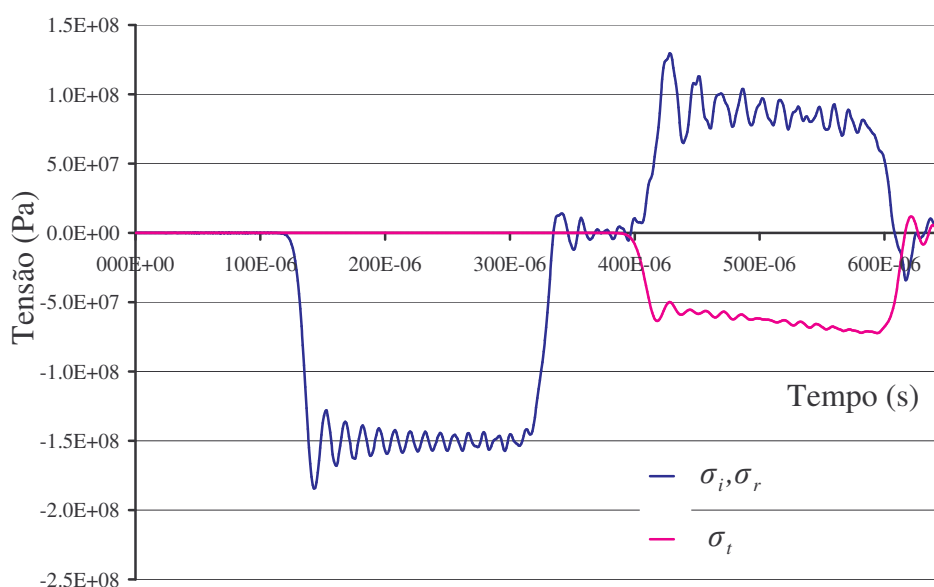


Fig. 5.3.3 – pulsos de tensões incidente, refletida e transmitida para exemplo de reconstituição.

Os pulsos incidente, refletido e transmitido são então sincronizados para o cálculo das variações temporais da tensão e da taxa de deformação no corpo de prova pelas equações (3.5) e (3.3), respectivamente:

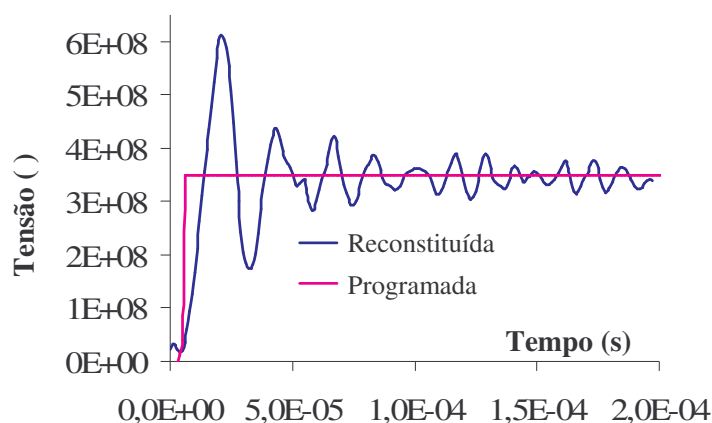


Fig. 5.3.4 – Tensões programada e reconstituída no corpo de prova.

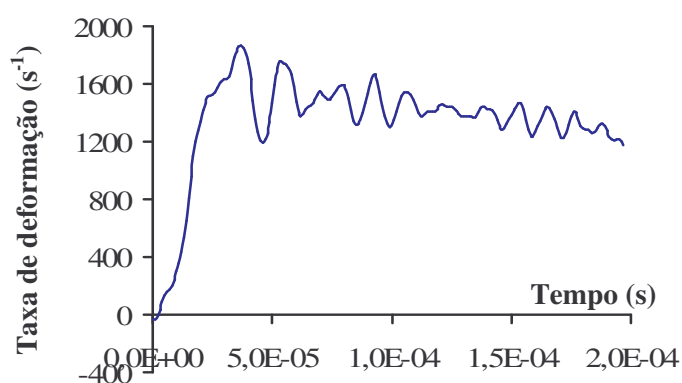


Fig. 5.3.5 - taxa de deformação de engenharia do corpo de prova

A análise numérica permite verificar que o corpo de prova anular encontra-se em equilíbrio dinâmico: ao fim da análise a variação da deformação plástica foi menor do que 3% do valor máximo (vide figura 5.3.6). Entretanto são evidentes as oscilações nos sinais que seriam medidos sobre as superfícies das barras em razão da dispersão, mesmo para esta simples formulação de material. Portanto segue-se a sugestão de Micheli; Gallina; Alves [27] de derivar a taxa de deformação média pela regressão linear da variação temporal da deformação, obtendo-se um valor médio de $1424s^{-1}$.

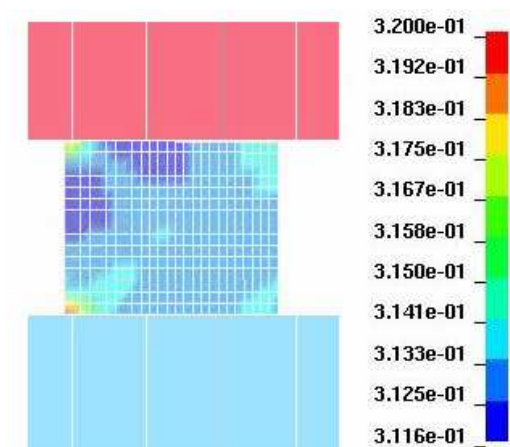


Fig. 5.3.6 – deformação plástica verdadeira final do corpo de prova do exemplo de reconstituição.

Os mesmos autores também já haviam observado que a taxa de deformação reconstituída é menor do que a programada. Isto já se fazia presente na forma do pulso de tensão transmitido da figura 5.3.3, que mostra um encruamento fictício, uma vez que o material simulado é perfeitamente plástico.

A integral temporal da taxa de deformação pela equação (3.9), conjugada com a variação temporal da tensão do corpo de prova fornecem a curva tensão-deformação reconstituída (figura 5.3.7):

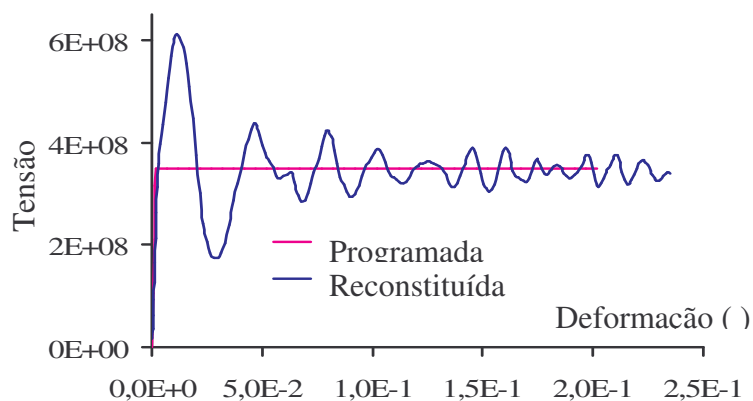


Fig. 5.3.7 – curva tensão-deformação reconstituída.

Devido à grande oscilação inicial os resultados de um tal teste só seriam válidos a partir de um instante de tempo correspondente a cerca de 3-4% de deformação.

CAPÍTULO 6 : RESULTADOS

6 – RESULTADOS

6.1 – Introdução

Como estudo de caso será adotada a configuração da barra de Hopkinson do laboratório do Grupo de Mecânica dos Sólidos e Impacto em Estruturas da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

Esta barra de Hopkinson de compressão foi dimensionada para teste de metais à temperatura ambiente, na região de taxas de deformação entre 500 s^{-1} e 5000 s^{-1} . O comprimento das barras de entrada e saída é 1,4 m e há barras de impacto disponíveis com os seguintes comprimentos: 151, 165, 215, 500 e 664 mm; o comprimento máximo do equipamento é 7 m. Todas as barras têm diâmetro igual a 25,4 mm e são feitas de aço-ferramenta com limite de escoamento igual a 900 MPa.

Para exemplificar o dimensionamento de um modulador de pulso é imperativo que o corpo de prova seja feito de material com grande encruamento. O material escolhido é um aço micro-ligado HSLA350 do consórcio ULSAB-AVC.

No dimensionamento dos moduladores aplica-se o método desenvolvido em 4.3 para moduladores de cobre e aço e analisa-se o seu efeito sobre a taxa de deformação do corpo de prova. Para efeito de simplicidade considerou-se em todas as simulações que ambas as interfaces estariam lubrificadas por dissulfeto de molibdênio (MoS_2), ou seja, o atrito foi desprezado.

6.2 – Resultado de teste com material sujeito a encruamento

A faixa de parâmetros de encruamento exponencial para aços publicados em várias referências situa-se entre 0,13 e 0,26 [5]. Entretanto não há correspondência entre esse e o parâmetro de encruamento da equação de Johnson-Cook adotada na modelagem. A tabela IV. abaixo traz os parâmetros da equação de Johnson-Cook para vários aços [6]. O aço HSLA350 foi o escolhido por apresentar maior sensibilidade à taxa de deformação conforme parâmetro C .

Aços	A (MPa)	B (MPa)	C	n
DQSK	258,6	478,5	0,0241	0,477
BH300	363	701	0,02	0,725
HSLA350	403	599	0,0214	0,593
440W	370	685	0,0188	0,594
HSS590	455	1007	0,0146	0,663
TRIP590	478	742	0,0141	0,399
DP600	472	1025	0,0119	0,676
DP800	583	900	0,0095	0,357

Tabela IV: Parâmetros da equação constitutiva de Johnson-Cook para vários aços.

Fonte [6].

O corpo de prova simulado era um disco com diâmetro igual a 10 mm e 3 mm de comprimento. Tendo como objetivo de dimensionamento do teste uma taxa de deformação do corpo de prova de 1000s^{-1} e uma deformação total de 22%, calculou-se, da equação constitutiva do material, a tensão máxima desejada no corpo de prova σ_{cp} como 738 MPa. Com σ_{cp} e $\dot{\epsilon}_{cp}$ como dados de entrada, obtém-se, pelas equações (3.21) a (3.28), a velocidade necessária da barra de impacto e demais parâmetros, sumarizados na tabela V:

$\dot{\epsilon}_{cp}$ [s^{-1}]	ϵ_{cp} [-]	σ_{cp} [MPa]	σ_i [MPa]	V_o [m/s]	t_p [s]	L_p [m]	L_{st} [m]
1000	22%	738	175	8,63	$1,94 \times 10^{-4}$	1	0,5

Tabela V : Requisitos de modelo nº 1 para corpo de prova.

Os valores de tensão representados na figura 6.2.1 obtidos do modelo por elementos finitos para elementos localizados sobre as superfícies do meio das barras de entrada e saída mostram que para uma onda incidente aproximadamente quadrada, a onda de tensão refletida é decrescente e, portanto, também o é a taxa de deformação do teste.

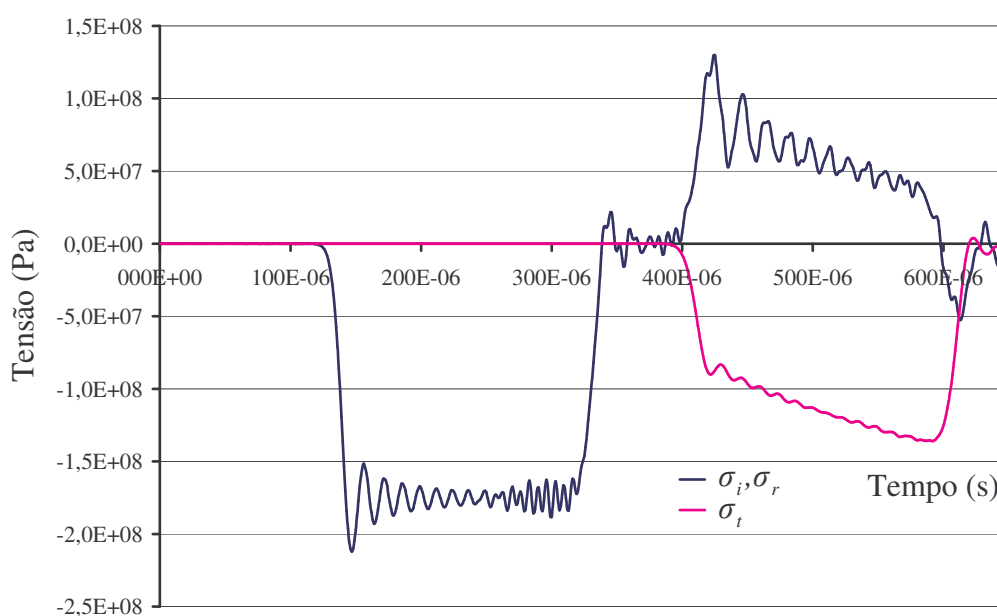


Fig. 6.2.1 – pulsos de tensões incidente, refletida e transmitida para modelo nº 1.

A taxa média de deformação obtida do resultado da simulação para deformações entre 5,4% e 18,1%, quando a diferença de tensão entre as faces do corpo de prova esteve abaixo de 10% foi de $948 s^{-1}$. A figura 6.3.2 ilustram a análise do equilíbrio dinâmico no corpo de prova e a figura 6.3.3 a variação temporal da taxa de deformação.

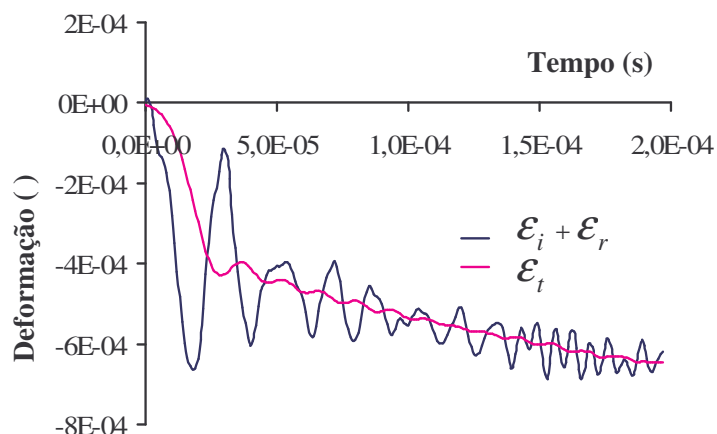


Fig. 6.3.2 – equilíbrio de deformações nas faces do corpo de prova

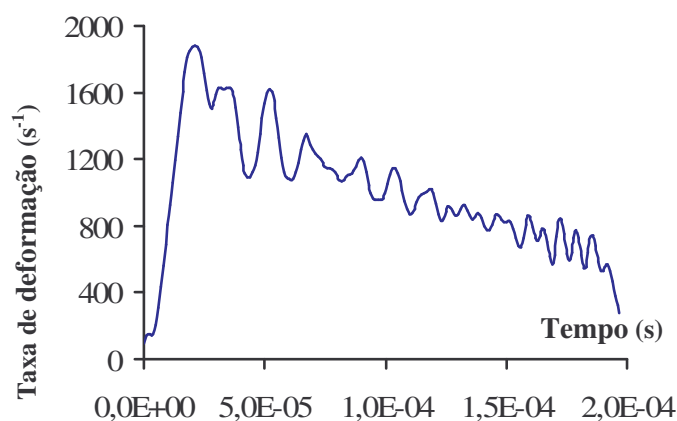


Fig. 6.3.3. - taxa de deformação de engenharia do corpo de prova.

Em seguida procurou-se regularizar a taxa de deformação do modelo n°1 com o uso de um modulador de pulso de Cobre CDA11000 recozido cujos parâmetros de equação constitutiva são os publicados por Johnson-Cook [28]:

Cobre	A (MPa)	B (MPa)	C	n
CDA11000	89,6	291,6	0,025	0,31

Tabela VI: Pâmetros da equação constitutiva do modulador de cobre.

Segundo a figura 6.3.3, a taxa de deformação após o atingimento de equilíbrio dinâmico no corpo de prova varia de cerca de 1500 s^{-1} até 500 s^{-1} ao longo do pulso. O encruamento do material está evidenciado pela inclinação do sinal da onda transmitida de tensão na figura 6.2.1, e também pela inclinação da onda refletida, de mesma magnitude e com sinal contrário, conforme previsto pela equação (3.6) para um pulso incidente quadrado.

Conseqüentemente pode-se regularizar a taxa de deformação moldando-se o pulso incidente para que apresente um patamar com inclinação equivalente àquela do pulso transmitido quando o pulso incidente é quadrado. Em outras palavras, modifica-se o pulso incidente de maneira que a variação de tensão ao longo do pulso transmitido sobreponha-se ao pulso incidente quadrado mantendo-se-lhe o valor médio. Tal procedimento é ilustrado na figura 6.3.4 abaixo onde tensões compressivas são mostradas como positivas:

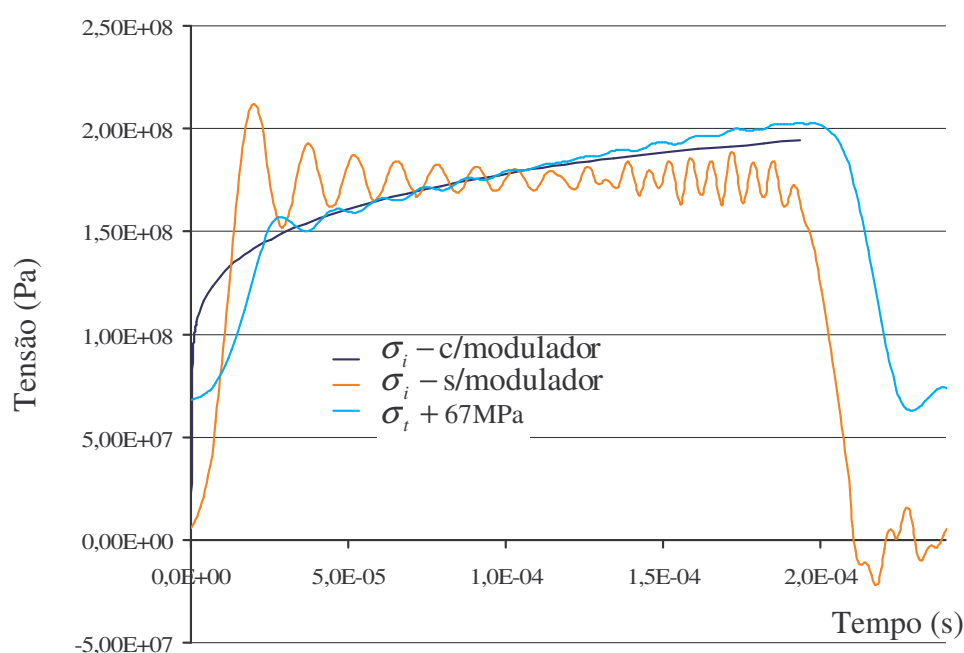


Fig. 6.3.4 – modificação do pulso incidente para regularização da taxa de deformação da modelo nº1.

O pulso de tensão incidente da figura 6.3.5 foi modulado pela adição de um disco de Cobre OFHC com diâmetro igual a 21,4 mm por 7 mm de comprimento entre as barras de impacto e de entrada. Cobre foi o material escolhido por ser o de mais larga aplicação como modulador de pulso incidente. As suas dimensões foram determinadas interativamente com auxílio de uma planilha de cálculo na qual estavam embutidas as equações (4.9), (4.10) e (4.11). O valor inicial da área da seção transversal do modulador foi definido de modo a igualar a sua resistência àquela do corpo de prova quando do início do escoamento plástico de ambos:

$$\sigma_m(\varepsilon_p = 0) A_m = \sigma_{cp}(\varepsilon_p = 0) A_{cp} \quad (6.1)$$

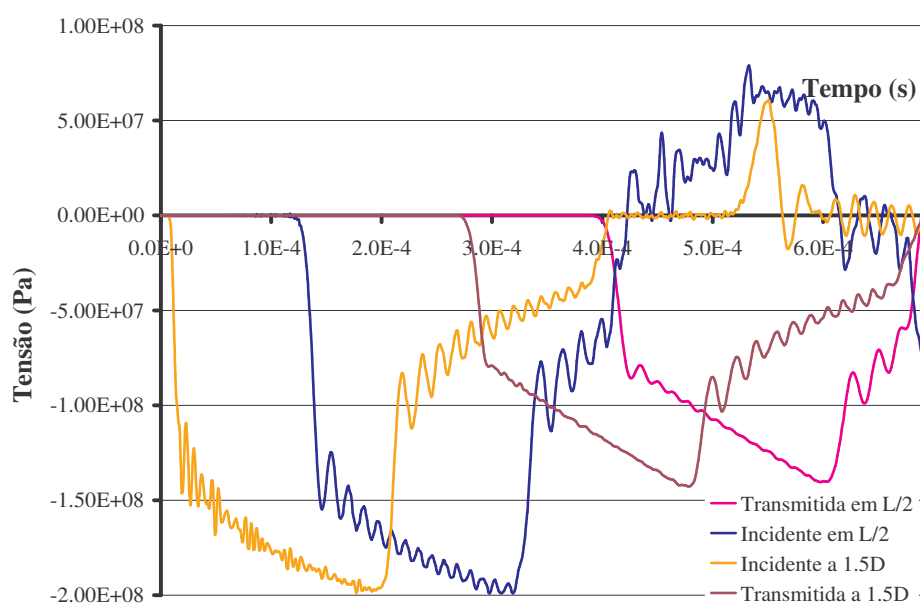


Fig. 6.3.5 – pulsos simulados com disco de cobre com dimensões 21,4 x 7 mm

A figura 6.3.5 mostra um primeiro efeito do modulador de pulso, qual seja o de praticamente dobrar a duração do pulso. No caso em estudo o comprimento do pulso excedeu aquele das barras causando interferência entre os pulsos incidente e refletido tanto na barra de entrada quanto na de saída. O sinal na barra de saída pode ser isolado tomando-se a tensão no caso do modelo, ou reposicionando-se os extensômetros no caso do equipamento físico, mais perto da interface com o corpo de prova, conforme sugerido por Meng e Li [12]. Estes autores também propuseram

uma técnica de separação de sinais baseada em medições feitas em dois locais diferentes, porém ressalvam que sua aplicação está restrita a pulsos regulares, o que exclui o caso em pauta. No caso da figura 6.3.5, sinais tomados a uma distância do início das barras igual a 1,5 vezes o seu diâmetro mostram a duração total do pulso modulado.

A solução para separação dos sinais na barra de entrada é reduzir o comprimento do pulso incidente através da redução do comprimento da barra de impacto. Porém esta solução implica em redução da energia do pulso incidente e, por conseguinte da deformação total do corpo de prova.

A barra de impacto do equipamento imediatamente inferior, conforme item 6.1, tem 215 mm o que reduz o tempo de pulso t_p para 83 ms e a deformação total para apenas cerca de 8% à uma taxa de deformação de 1000s^{-1} . Para contornar esta última limitação, nas análises com barra de impacto com 215 mm a taxa-objetivo de deformação para dimensionamento do teste será aumentada para 1800s^{-1} . Para esta taxa de deformação e para uma deformação total de 15% a tensão máxima desejada no corpo de prova σ_{cp} , obtida da equação constitutiva do material, será 682 MPa. Os parâmetros recalculados de teste estão sumarizados na tabela VII:

$\dot{\epsilon}_{cp}$ [s^{-1}]	ϵ_{cp} [-]	σ_{cp} [MPa]	σ_i [MPa]	V_o [m/s]	t_p [s]	L_p [m]	L_{st} [m]
1800	15%	682	215	10,6	$8,32 \times 10^{-5}$	0,43	0,215

Tabela VII: Requisitos de modelo nº 2 para corpo de prova.

Conforme esperado a figura 6.3.6.a mostra que a região útil de deformação do teste, ou seja aquela para a qual há equilíbrio dinâmico, diminui. A taxa de deformação média no patamar da curva da figura 6.3.7, entre 23 e 91 ms, foi de 1820s^{-1} , iniciando-se a cerca de 2250s^{-1} e decaindo até cerca de 1250s^{-1} .

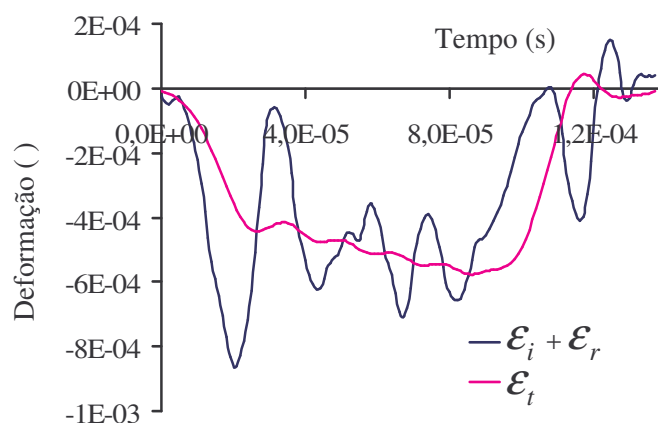


Fig. 6.3.6 – equilíbrio de deformações nas faces do corpo de prova

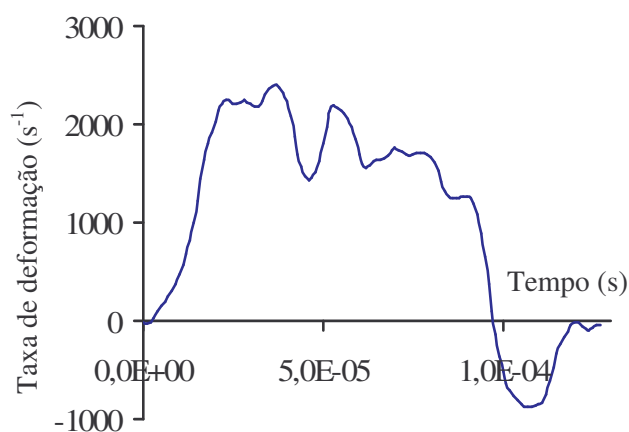


Fig. 6.3.7 – taxa de deformação de engenharia do corpo de prova

No dimensionamento de um modulador que estabilize a taxa de deformação da modelo nº2 a partir das equações as equações (4.9), (4.10) e (4.11), iniciou-se o processo iterativo com a mesma área de seção transversal dada por (6.1). A solução encontrada mantém o diâmetro do disco de cobre da modelo nº1, mas reduz seu comprimento para 1,6 mm. O pulso incidente assim modulado é apresentado na figura 6.3.8 abaixo como aquele com inclinação igual ao do pulso transmitido do teste sem modulador, mas que não altera a tensão incidente média.

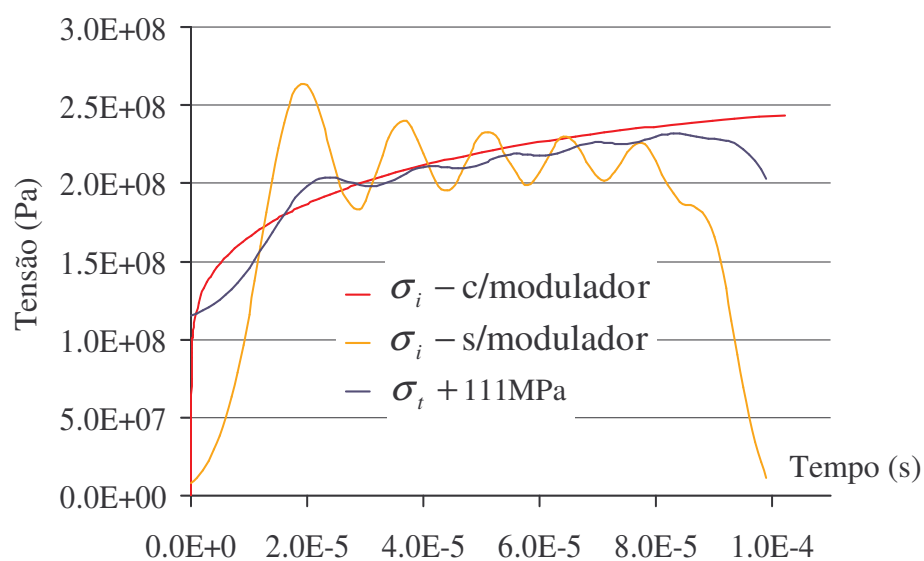


Fig. 6.3.8 – modificação do pulso incidente para regularização da taxa de deformação da modelo nº2.

Em que pesem os efeitos da dispersão na frente e fim de onda, observa-se que, no teste com modulador, a onda refletida oscila em torno de um valor médio relativamente constante quando comparada à onda refletida do teste sem modulador.

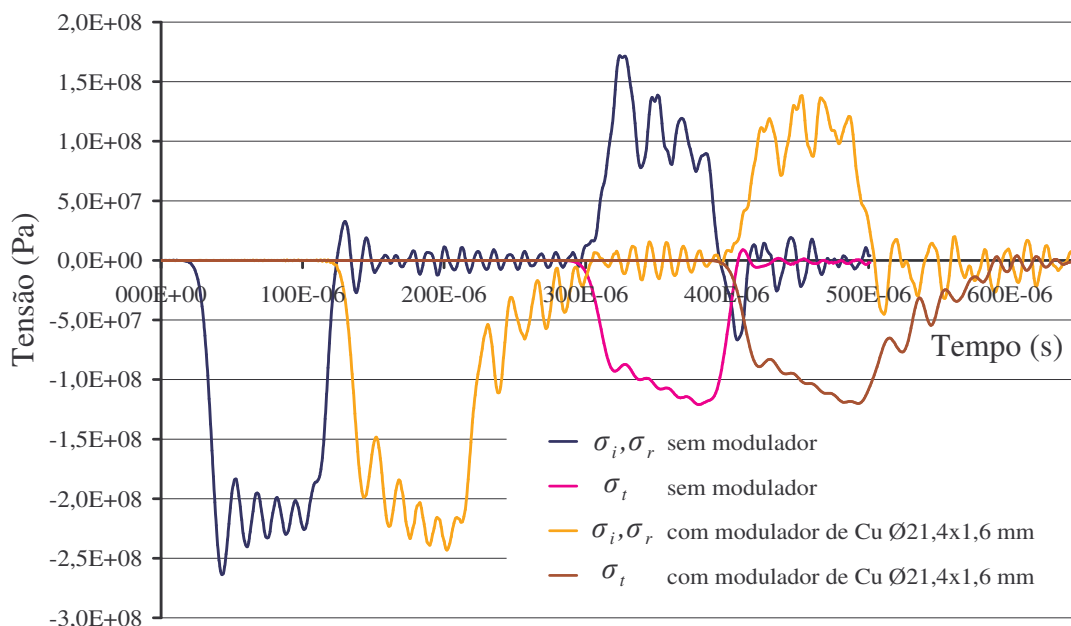


Fig. 6.3.9 – pulsos de tensão simulados para modelo n°2 sem e com modificador. Os pulsos sem modificador encontram-se 100 ms adiantados para melhor comparação.

A taxa de deformação média no patamar da curva da figura 6.3.11, entre 24 e 93 ms, foi de 1831 s^{-1} , e embora não haja uma tendência de queda ao longo do tempo, a faixa de variação da taxa de deformação obtida entre 1550 s^{-1} e 2150 s^{-1} permaneceu grande.

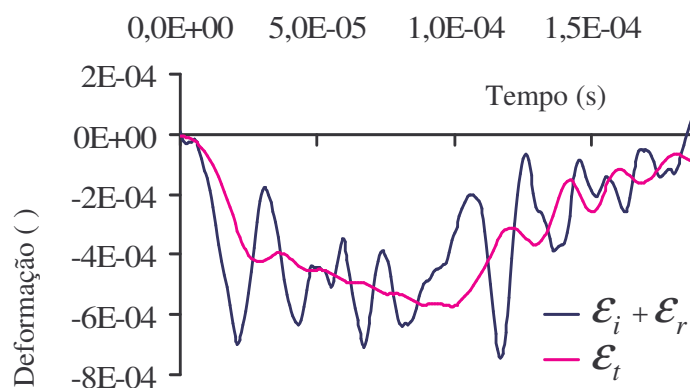


Fig. 6.3.10 – equilíbrio de deformações nas faces do corpo de prova da modelo n°2 com modificador de Cobre.

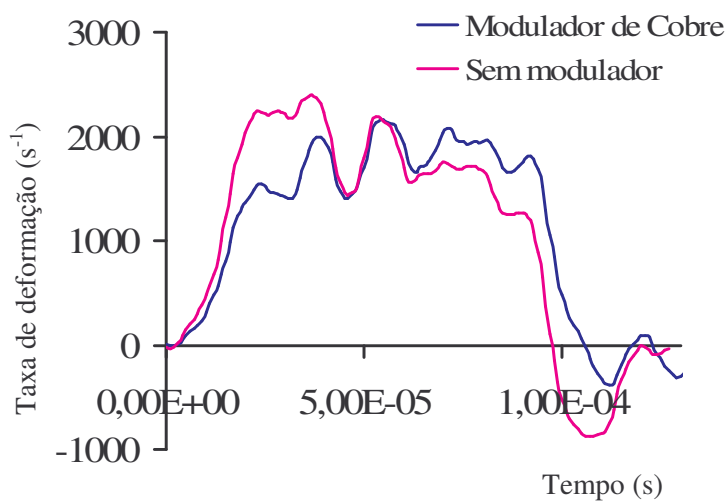


Fig. 6.3.11.- taxa de deformação de engenharia do corpo de prova da modelo nº2 sem e com modulador de cobre.

Como confirmação do método empregado, substituiu-se o modulador de cobre da modelo nº 2 por um modulador de aço-doce com característica de material dada pelo aço DQSK da tabela VIII. Os parâmetros de projeto do teste, sumarizados na tabela VII, permanecem iguais aos do teste anterior, exceto pelas dimensões do modulador e, deste dependente, pela velocidade da barra de impacto. À diferença do modulador de cobre, no caso da peça de aço, o diâmetro inicial de 12,5 mm conforme equação (6.1) cresceu para 15 mm; o comprimento final obtido para o modulador foi de 1,2 mm.

$\dot{\epsilon}_{cp}$ [s^{-1}]	ϵ_{cp} [-]	σ_{cp} [MPa]	σ_i [MPa]	V_o [m/s]	t_p [s]	L_p [m]	L_{st} [m]
1800	15%	682	215	12,5	$8,32 \times 10^{-5}$	0,43	0,215

Tabela VIII: Requisitos de modelo nº 2 modulado com disco de aço-doce com diâmetro de 15 mm e 1,2 mm de comprimento.

O resultado da modelo nº3 com modulador de aço-doce mostra efeito semelhante ao do modulador de cobre, com taxa de deformação variando entre $1550s^{-1}$ e $2070s^{-1}$ e média de $1807s^{-1}$. Houve, porém, ganhos na redução de ruídos causados por dispersão de sinal, conforme curvas da figura 6.3.12. Este mesmo benefício vê-se nas curvas de deformação nas interfaces com o corpo de prova da figura 6.3.13 e na da taxa de deformação da figuras 6.3.14.

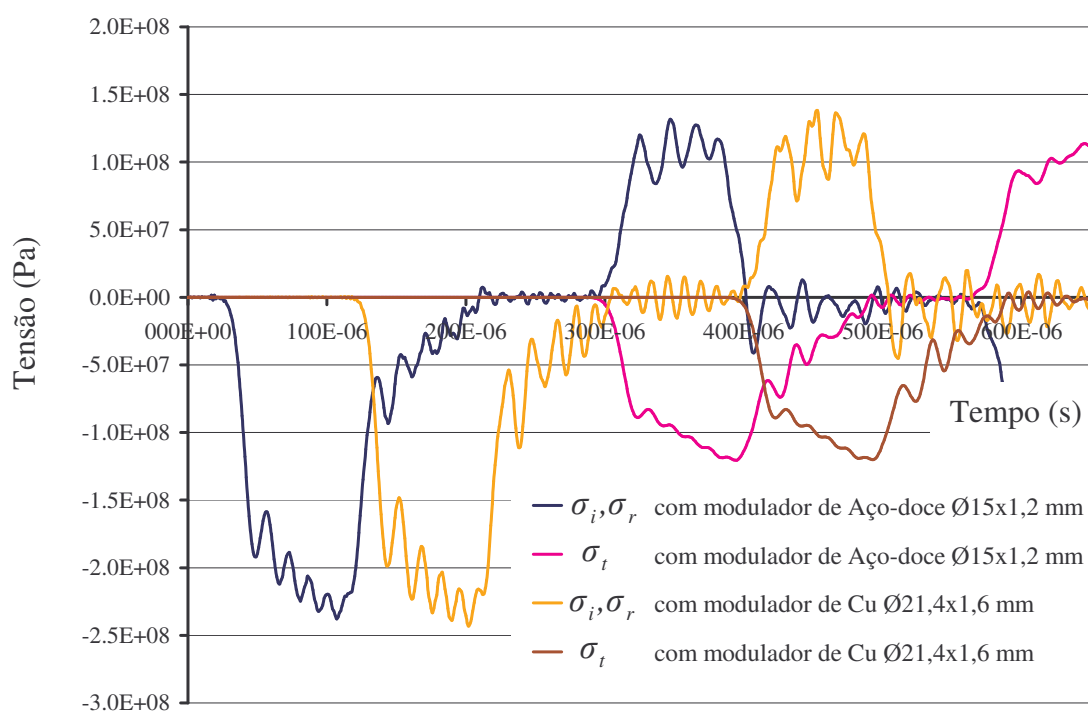


Fig. 6.3.12 – pulsos de tensão simulados para modelo nº2 com moduladores de aço e cobre. Os pulsos com modulador de aço-doce encontram-se 100 ms adiantados para melhor comparação.

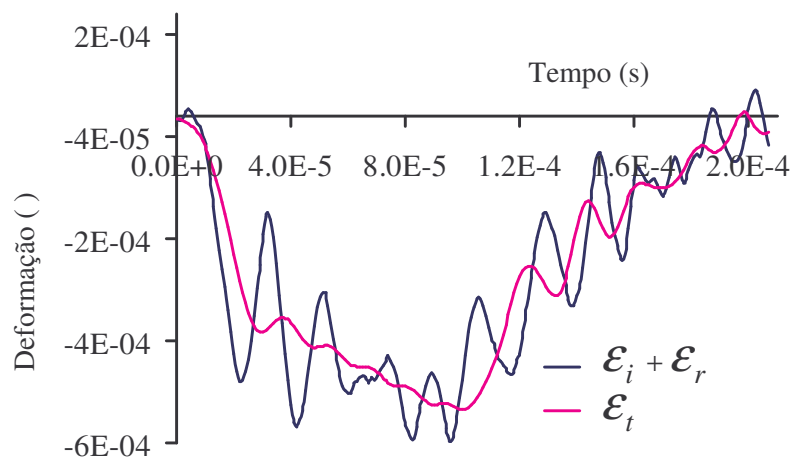


Fig. 6.3.13 –equilíbrio de deformações nas faces do corpo de prova da modelo nº2 com modulator de aço.

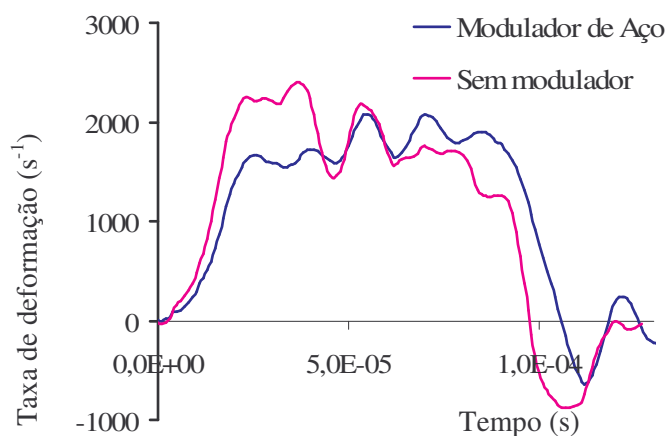


Fig. 6.3.14.- taxa de deformação de engenharia do corpo de prova da modelo nº2 sem e com modulator de aço.

Como fechamento verifica-se que o método empregado para dimensionamento de um modulator fornece o pulso com a inclinação desejada e correspondente à inclinação do pulso transmitido da simulação sem emprego de modulator: figura 6.3.11.

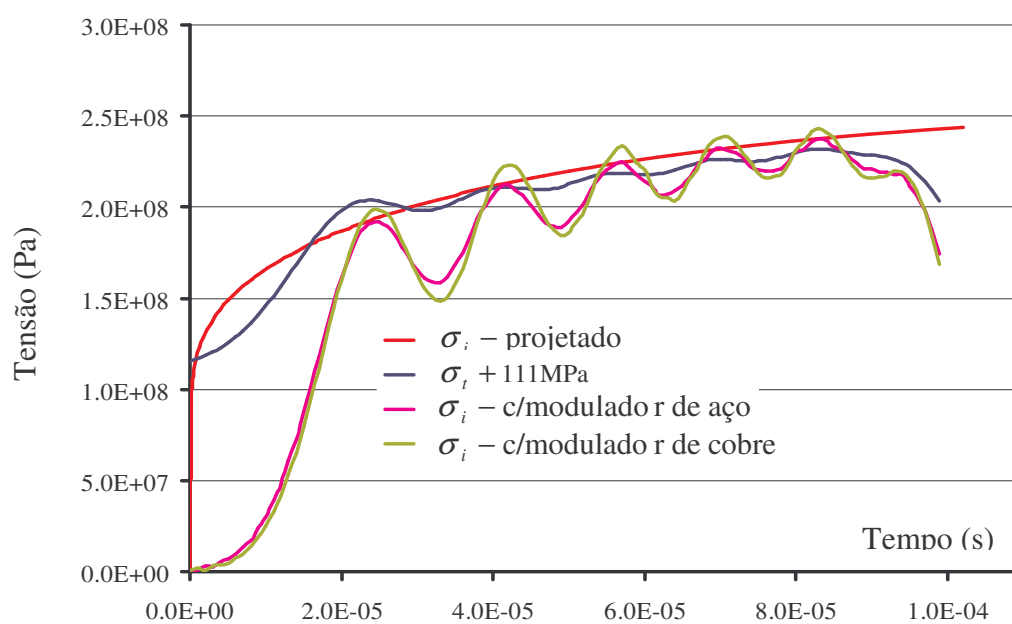


Fig. 6.3.15 – comparação entre objetivo, pulso incidente planejado e pulsos incidentes obtidos com moduladores de cobre e aço para a modelo nº2.

CAPÍTULO 7: DISCUSSÃO

7 – DISCUSSÃO

A caracterização dinâmica de materiais é uma área importante da engenharia. Basta dizer que não é possível realizar uma análise numérica por elementos finitos sem o conhecimento dos parâmetros de resistência do material, e.g. módulo elástico, coeficiente de Poisson, tensão de escoamento, etc...

Neste contexto, é mister saber as propriedades do material também em condições dinâmicas, a serem usadas em análise de estruturas sujeitas a cargas de impacto destrutivas. Estas propriedades exigem a realização de testes relativamente complexos e com instrumentação adequada, sendo um dos mais usados o teste com o uso da barra de Hopkinson.

A barra de Hopkinson, discutida nos capítulos iniciais, exhibe problemas já conhecidos como efeitos de dispersão das ondas, efeitos de fricção na interface corpo de prova e barra, efeitos de inércia, etc... Um dos problemas mais importantes, afora fricção, é o de garantir que a taxa de deformação seja a mais constante possível.

Na última década, tem-se proposto o uso de moduladores de pulso para tentar amenizar a elevada taxa de carregamento ao qual é submetido a barra e o corpo de prova. Esta técnica, ao amenizar o pulso de entrada, coopera com uma taxa de deformação se não constante, mas, pelo menos, sem grandes picos iniciais. Neste sentido, este trabalho é relevante por oferecer um estudo, ainda que inicial, sobre a influência destes moduladores. O conhecimento obtido com este trabalho pode auxiliar na escolha destes moduladores e a discussão a seguir oferece uma visão geral dos resultados obtidos.

7.1 – Principais variáveis no projeto do modulador:

O modulador de pulso deve ser capaz de transmitir as tensões em magnitude suficiente para deformar o corpo de prova no valor desejado e à taxa desejada. Uma vez que parte da onda incidente é refletida na interface com o corpo de prova, de fato os esforços a que é submetido o modulador são superiores àqueles aplicados ao corpo de prova. Conseqüentemente um modulador feito do mesmo material do corpo de prova e que tivesse a mesma área de seção transversal inicial deformar-se-ia mais do que o corpo de prova.

No caso geral de moduladores cuja tensão de escoamento é inferior à tensão de escoamento do material do corpo de prova, deve-se, portanto, cuidar para que o diâmetro externo do modulador, ao deformar-se, não exceda o das barras de pressão. Segue-se que apenas aqueles materiais capazes de transmitir o pulso de tensão incidente, calculado das equações do capítulo 3, com uma fração da área de seção transversal das barras de pressão são opções viáveis.

Escolhido então o material do modulador e tendo a sua área de seção transversal como primeira variável, obtém-se a inclinação desejada do patamar do pulso incidente variando-se tanto o comprimento do modulador quanto a velocidade da barra de impacto. O modulador absorve parte da energia cinética da barra de impacto, e portanto há uma interdependência entre o comprimento do modulador e a velocidade da barra de impacto que fornecem o pulso incidente de magnitude desejada. Sem a correção da velocidade de impacto de modo a manter a tensão sobre o corpo de prova obtém-se resultados bem diferentes [24].

Em uma aproximação linear do patamar do pulso incidente de tensão, a área da seção transversal define a origem da reta, enquanto a velocidade e o comprimento do modulador definem a sua inclinação. Não há, entretanto, uma solução única e mesmo para moduladores de um dado material há uma região de dimensões e velocidades de impacto que geram o pulso com a forma desejada. As dimensões do

modulador de aço-doce para o modelo nº2, dadas por diâmetro x comprimento, poderiam ser mudadas, com resultado equivalente, de um disco com 15 x 1,2 mm por outro com 12,5 x 0,6 mm ao mesmo tempo em que se reduz a velocidade de impacto de 12,5 para 12,3 m/s.

Nota-se que nesta faixa de possíveis soluções a velocidade de impacto pouco varia relativamente à área de seção transversal e ao comprimento, e que, portanto, quanto maior o comprimento do modulador, menor será a sua deformação total. Isto é importante, pois de um lado materiais-candidatos como ligas de magnésio não aceitam deformações tão grandes como cobre, aço e alumínio, e de outro, dada a natureza exponencial da equação constitutiva de Johnson-Cook, a inclinação da curva tensão-deformação varia acentuadamente com o valor da deformação.

Conclui-se que o dimensionamento do modulador é na verdade um exercício de sobreposição ao longo do tempo, do estado indeformado até o de deformação máxima, da curva tensão-deformação do material do modulador sobre a curva tensão-deformação do material do corpo de prova. Neste exercício o aumento do comprimento do modulador tem o efeito de retardar a sua deformação ao longo do tempo de maneira que a derivada da curva tensão deformação mantenha-se na região desejada pela duração do pulso. A redução da deformação total do modulador também é benéfica, pois reduz o efeito altamente não-linear de variação da área da seção transversal dada por $1/(1-\varepsilon_m)$ conforme equação (3.12). O corolário deste raciocínio é que o dimensionamento de um modulador torna-se progressivamente mais complicado com o aumento do tempo do pulso.

Outra constatação relativa ao tempo de pulso incidente é que este praticamente dobra com a adição de um modulador (veja fig. 6.3.7).

O aumento do comprimento do pulso requer então, para que não haja sobreposição de sinais nas barras, que se aumente o comprimento das barras de entrada e saída ou que se diminua o tamanho da barra de impacto. No entanto o pulso refletido na interface da barra de entrada com o corpo de prova retém sua duração

original, o que significa, da equação (3.9), que não há aumento da deformação do corpo de prova. Isto cria uma limitação para o equipamento da barra de Hopkinson, reduzindo, pela adição do modulador mantida a taxa de deformação, a deformação do corpo de prova à metade. Valores maiores de deformação só são conseguidos com o aumento da velocidade de impacto, e também, da taxa de deformação.

Uma possível alternativa seria medir as deformações, além de no ponto mediano da barra de entrada, também em pontos próximos às extremidades impactadas das barras de entrada e saída. O resultado da simulação mostrado na figura 6.3.4 mostra a viabilidade de se recuperar a forma da onda refletida no meio da barra de entrada corrigindo-a pela diferença entre a onda incidente no mesmo local e a medida a uma distância da extremidade impactada igual a 1,5 vezes o seu diâmetro. Neste cálculo será necessário ajustar a segunda removendo-se os efeitos da dispersão entre os dois pontos de medição conforme métodos propostos por Bacon [29] ou Tyas; Watson [30].

7.2 – Vantagens do teste com modulador

É importante salientar que os testes com a barra de Hopkinson não permitem que medidas confiáveis possam ser feitas na fase inicial do teste. Isto porque, nos primeiros instantes de passagem da onda pelo corpo de prova, ocorrem reflexões da mesma dentro do corpo de prova, mas não em número o suficiente para garantirem o equilíbrio entre as faces do corpo de prova. Deste modo, não é possível através destes testes a obtenção das propriedades elásticas dinâmicas do material.

Por outro lado, um dos efeitos do modulador de pulso é aumentar o tempo de ascensão do pulso incidente, o que proporciona equilíbrio dinâmico com valores de deformação inferiores aos obtidos em testes sem modulador. Comparando-se as análises de uniformidade dos testes com moduladores dados pelas figuras 6.3.10 e

6.3.13 com a análise do teste sem modulador da figura 6.3.6 nota-se que nos casos com modulador as oscilações da tensão na face de entrada do corpo de prova convergem mais rapidamente para o nível de tensão na sua face de saída do que no caso sem modulador.

Esta melhoria da qualidade do teste resulta em uma curva tensão-deformação com oscilações de menor amplitude e que se dissipam mais rapidamente (vide figura 7.2.1). Note-se que as oscilações de testes publicados são ainda ligeiramente maiores do que as obtidas na curva reconstituída sem modulador. É preciso, entretanto abrir parênteses para o fato de que a grande oscilação inicial é característica de aços-baixo carbono e que talvez o ganho inicial não seja tão significativo para outros materiais.

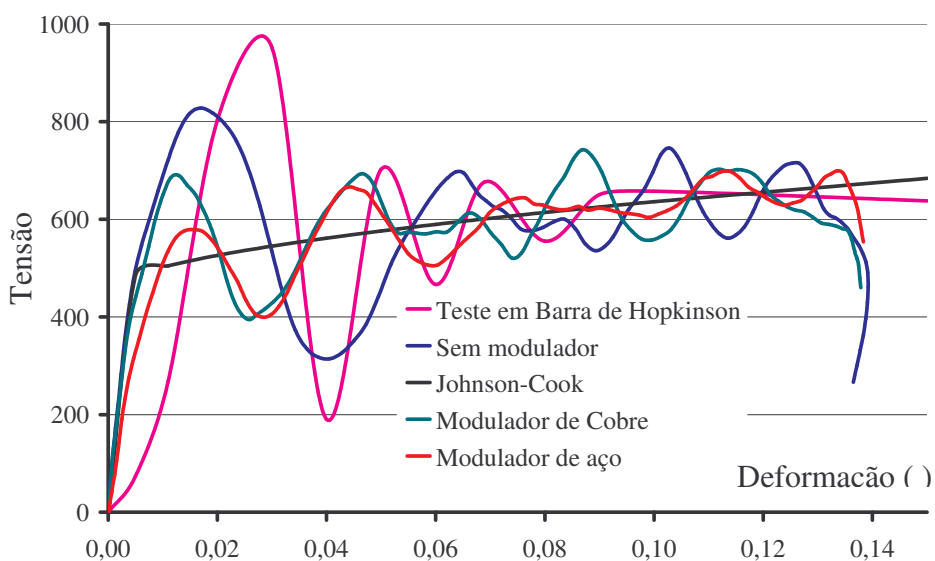


Fig. 7.2.1: Curvas tensão-deformação reconstituídas para aço HSLA350. Teste de barra de Hopkinson adaptado de [5].

Observa-se também das figuras 6.3.10 e 6.3.13 de análise de uniformidade que, com modulador, atingido o equilíbrio dinâmico, o corpo de prova permanece em equilíbrio mesmo durante a fase de descarregamento, dado que esta fase é mais lenta do que a do pulso de onda quadrado sem modulador. Isto é significativo, pois garante

que aumentando-se o tempo de pulso obtém-se resultados confiáveis para valores progressivamente mais altos de deformação. Este efeito pode ser observado nas figuras 6.3.2 e 6.3.3 cujo tempo de pulso foi de 200 ms.

Entretanto não se pode aumentar o tempo sem aumentar a deformação total para uma dada taxa de deformação e os ganhos evidentes estão na execução de testes com menores taxas de deformação.

Neste sentido, parece-nos importante ressaltar que este trabalho conseguiu quantificar o efeito de moduladores nos resultados de testes dinâmicos de caracterização de material baseados na barra de Hopkinson. Pode-se verificar que os picos nas taxas de deformação não mais ocorrem quando do uso de moduladores. Além disso, o equilíbrio dinâmico é antecipado, o que permite a medição de propriedades em valores pequenos de deformação.

CAPÍTULO 8 : CONCLUSÃO

8 – CONCLUSÃO

No presente trabalho foram apresentadas tanto a fundamentação teórica como linhas gerais para o dimensionamento de moduladores de pulso para regularização da taxa de deformação de materiais que sofrem encruamento em testes com barra de Hopkinson.

O dimensionamento do modulador, entretanto, requer solução numérica por meio de um processo iterativo de variação de suas características geométricas e velocidade da barra de impacto. A execução de um grande número de testes modulados em muito se beneficiaria da disponibilidade de uma rotina de cálculo que a partir das características do equipamento e dados do teste, sugerisse dimensões e material para o modulador. Esta mesma rotina poderia embutir o efeito da sensibilidade do modulador à taxa de deformação, que não aparece na análise apresentada.

Os exemplos abordados concentraram-se em corpos de prova metálicos segundo a capacidade da barra de Hopkinson do Grupo de Mecânica dos Sólidos e Impacto em Estruturas da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, e, por conseguinte, também em moduladores de metal.

Como se observou na discussão, o alongamento da duração dos pulsos para uma mesma barra de impacto implica em limitações adicionais para o equipamento. Com respeito ao equipamento-modelo poder-se-ia contornar parcialmente o problema com o aumento do tamanho da barra de entrada, de forma a permitir a separação de pulsos mais longos. Isto se faria à custa do tamanho da barra de saída cujo extensômetro seria posicionado mais perto da interface com o corpo de prova. Uma configuração possível teria barras de entrada e saída com 1,8 m e 1,0 m, respectivamente, em substituição às barras atuais de 1,4 m.

Não foi possível no âmbito deste estudo determinar o universo de soluções em termos de índice de esbelteza dos moduladores. Isto se faz uma necessidade à medida que cresçam os tempos de pulso conforme a discussão do capítulo anterior.

Outro campo a ser explorado é o uso de moduladores poliméricos que proporcionam menores velocidades de propagação de onda, ideais na atenuação de oscilações. Porém, dada a diferença entre tensões de escoamento de polímeros e metais há que se analisar a compatibilidade entre dimensões de modulador e corpo de prova. Uma vez que o modulador não pode, por deformação, exceder o diâmetro das barras, deve-se compensar a diminuição no nível de tensões reduzindo-se a área da seção transversal do corpo de prova.

Finalmente, um campo recente de estudo é o uso de moduladores bi-materiálicos que poderiam oferecer formas mais complexas de pulso incidente do que um único material. Há aqui um vasto campo a ser explorado a partir da combinação das várias opções de materiais.

LISTA DE REFERÊNCIAS

- [1] GRAY III, G.T. Classic split-Hopkinson pressure bar testing. In: **ASM Handbooks online : mechanical testing and evaluation**. Park, Oklahoma, USA: 2003. v. 8.
Disponível em: <<http://products.asminternational.org/hbk/index.jsp>>. Acesso em: 20 jun. 2005.
- [2] FIELD, J.E. et al. Review of experimental techniques for high rate deformation and shock studies. **International Journal of Impact Engineering**, v.30, p.725-775, 2004. Disponível em: <<http://www.elsevier.com/locate/ijimpeng>>. Acesso em 11 jun. 2005.
- [3] NEMAT-NASSER, S. Introduction to high strain rate testing. In: **ASM Handbooks online : mechanical testing and evaluation**. Park, Oklahoma, USA: 2003. v. 8. Disponível em: <<http://products.asminternational.org/hbk/index.jsp>>. Acesso em: 20 jun. 2005.
- [4] HALLQUIST, J.O. (Org.) **LS-DYNA Theoretical Manual**. Livermore Software Technology Corporation, 1998. 328p. Disponível em <<http://www.lstc.com>>. Acesso em 15 jul. 2004.
- [5] YAN, B.; URBAN, D. **Characterization of fatigue and crash performance of new generation high strength steels for automotive applications**. Pittsburgh, PA, USA: American Iron and Steel Institute, Jan. 2003. (Report No.: TRP 0038). Disponível em: <<http://www.autosteel.org>>. Acesso em: 20 abr. 2005.
- [6] XU, K. et al. A high strain rate constructive model for high strength steels. In: SAE INTERNATIONAL CONGRESS AND EXPOSITION, 2003. **Anais**

-
- eletrônicos**. Detroit, Michigan, USA: Society of Automotive Engineers, Mar. 2003. (SAE paper, 2003-01-0260). Disponível em: <<http://www.sae.org>>. Acesso em: 18 apr. 2005.
- [7] KAISER, M.A. **Advancements in the split Hopkinson bar test**. 1998. 85p. Dissertação (Mestrado) - Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State - University. Blacksburg, Virginia, 1998. Disponível em: <<http://scholar.lib.vt.edu/theses/public/etd-41998-18465/materials/ETD.pdf>>. Acesso em: 18 jan. 2005.
- [8] SUBHASH, G. Split-Hopkinson pressure bar testing or ceramics. In: **ASM Handbooks online : mechanical testing and evaluation**. Park, Oklahoma, USA: 2003. v. 8. Disponível em: <<http://products.asminternational.org/hbk/index.jsp>>. Acesso em: 20 jun. 2005.
- [9] MEYERS, C.; CHAWLA, K. Plasticidade. In: _____. **Princípios de Metalurgia Mecânica**. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda., 1982. p.58-126.
- [10] YANG, L. M.; SHIM, V.P.W. An analysis of stress uniformity in split Hopkinson bar test specimens. **International Journal of Impact Engineering**, v.31, p.129-150, Feb. 2005. Disponível em: <<http://www.elsevier.com/locate/ijimpeng>>. Acesso em 11 jun 2005.
- [11] MENG, H.; LI, Q.M. Correlation between the accuracy of a SHPB test and the stress uniformity based on numerical experiments. **International Journal of Impact Engineering**, v.28, p.537-555, May 2003. Disponível em: <<http://www.elsevier.com/locate/ijimpeng>>. Acesso em 11 jun 2005

-
- [12] MENG, H; LI, Q.M. An SHPB set-up with reduced time-shift and pressure bar length. **International Journal of Impact Engineering**, v.28, p.677-696, July 2003. Disponível em: <<http://www.elsevier.com/locate/ijimpeng>>. Acesso em 11 jul. 2005.
- [13] FREW, D.J.; FORRESTAL, M.J.; CHEN, W. Pulse Shaping Techniques for Testing Elastic-plastic Materials with a Split Hopkinson Pressure Bar. **Experimental Mechanics**, v.45, p.186-195, Apr. 2005. Disponível em <<http://exm.sagepub.com>>. Acesso em 25 jul. 2005.
- [14] GRAY III, G.T.; BLUMENTAL, W. Split-Hopkinson Pressure Bar Testing of Soft Materials. In: . In: **ASM Handbooks online : mechanical testing and evaluation**. Park, Oklahoma, USA: 2003. v. 8. Disponível em: <<http://products.asminternational.org/hbk/index.jsp>>. Acesso em: 20 jun. 2005.
- [15] MOY, P. et al. Dynamic Stress-Strain Response and Failure Behavior of PMMA. In: Proceedings of the 2003 ASME International Mechanical Engineering Congress and R&D Expo, Washington, D.C., USA, Nov. 15 –21, 2003. **Anais eletrônicos**. [S.I.]: ASME, 2003. Disponível em <http://www.mae.wvu.edu/~barbero/source/IMECE2003/disk_1/amd/43371.pdf>. Acesso em: 27 fev. 2005.
- [16] XIANGYANG, H. Dynamic mechanical properties of whisker/PA66 composites at high strain rates. **Polymer**, v.46, p.3528-3534, Apr. 2005. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.polymer.2005.02.042>>. Acesso em: 27 fev. 2005.
- [17] LUA, J.; RAVICHANDRAN, G.; JOHNSON, W.L. Deformation behavior of the Zr_{41.2}Ti_{13.8}Cu_{12.5}Ni₁₀Be_{22.5} bulk metallic glass over a wide range of strain-rates and temperatures. **Acta Materialia**, v.51, p.3429-3443, July.

-
2003. Disponível em <<http://dx.doi:10.1016/j.msea.2004.05.064>>. Acesso em: 27 fev. 2005.
- [18] VAIDYA, U.K. et al. **Processing and high strain rate impact response of multi-functional sandwich composites.** Department of Mechanical Engineering & Applied Mechanics (MEAM), North Dakota State University (NDSU). Fargo, ND, USA. Disponível em <www.ingentaconnect.com/content/els/02638223/2001/00000052/00000003> . Acesso em: 27 fev. 2005.
- [19] CHEN, W., RAVICHANDRAN, G. Dynamic compressive failure of a glass Ceramic under lateral confinement. **J. Merh. Phys. Solids**, v.45, p.1303-1328, 1997. Disponível em: <[http://dx.doi.org/10.1016/S0022-5096\(97\)00006-9](http://dx.doi.org/10.1016/S0022-5096(97)00006-9)>. Acesso em: 27 fev. 2005.
- [20] CHENG, M.; CHEN, W. Experimental investigation of the stress–stretch behavior of EPDM rubber with loading rate effects. **International Journal of Solids and Structures**, v.40, p.4749-4768, Sept. 2003. Disponível em <<http://www.sciencedirect.com/science/journal/00207683>>. Acesso em: 27 fev. 2005.
- [21] NEMAT-NASSER, et al. Very high strain-rate response of a NiTi shape-memory alloy. **Mechanics of Materials**, v.374, p.287-298, 2005. Disponível em <http://ceam.ucsd.edu/papers/sma/mom-37_choi_et_al.pdf>. Acesso em: 27 fev. 2005.
- [22] NEMAT-NASSER, et al. Very high strain-rate response of a NiTi shape-memory alloy. **Mechanics of Materials**, v.374, p.287-298, 2005. Disponível em <http://ceam.ucsd.edu/papers/sma/mom-37_choi_et_al.pdf>. Acesso em: 27 fev. 2005.

-
- [23] BERTHOLF, L.D.; KARNES, C.H. Two-dimensional analysis of the split Hopkinson pressure bar system. **Journal Mechanical Physics Solids**,V.23, p.1-19, 1975.
- [24] RAMÍREZ, H.; RUBIO-GONZALEZ, C. Finite-element simulation of wave propagation and dispersion in Hopkinson bar test. **Materials & Design**, no **prelo**, prova corrigida, p.1-9, Dec. 2004. Disponível em: <<http://www.elsevier.com/locate/matdes>>. Acesso em 11 jun 2005.
- [25] LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY CORPORATION: **LS-DYNA Keyword User's Manual**. Version 970, Apr. 2003. 1564p. Disponível em <<http://www.lstc.com>>. Acesso em 15 jul. 2004.]
- [26] LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY CORPORATION: **LS-PREPOST User's Manual**. Version 1.0, Aug. 2002. 156p. Disponível em <<http://www.lstc.com>>. Acesso em 15 jul. 2004.
- [27] MICHELI, G.B.; GALLINA, F.; ALVES, M.. Influence of friction and specimen geometry in a pressure pulse bar test for dynamic characterisation of materials. In: IBERIAN LATIN AMERICAN CONGRESS ON COMPUTATIONAL METHODS, Recife, PE, 2004. **Anais**. Universidade Federal de Pernambuco, Recife - PE, Brasil, CD-ROM, 2004.
- [28] BATRA, R. C.; ZHANG, X.; WRIGHT, T.W. Critical Strain ranking of 12 materials in deformations involving adiabatic shear bands. **Journal of Applied Mechanics**, v. 62, p.252-256, Mar. 1995. Disponível em: <[http://www.esm.vt.edu/rbatra/pdfpapers/applied1995\(252-255\).pdf](http://www.esm.vt.edu/rbatra/pdfpapers/applied1995(252-255).pdf)>. Acesso em 27 set 2004.
- [29] BACON, C. Separation of waves propagating in an elastic or viscoelastic Hopkinson pressure bar with three-dimensional effects. **International**

Journal of Impact Engineering, v.22, p.55-69, Jan. 1999. Disponível em:
<<http://www.elsevier.com/locate/ijimpeng>>. Acesso em 19 mai 2005.

- [30] TYAS, A.; WATSON, AA. J. An investigation of frequency domain dispersion correction of pressure bar signals. **International Journal of Impact Engineering**, v.25, p.87-101, Mar. 2000. Disponível em:
<<http://www.elsevier.com/locate/ijimpeng>>. Acesso em 18 mai 2005.