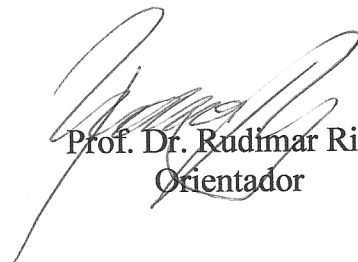


Tese apresentada à Pró-Reitoria de Pós-Graduação e Pesquisa do Instituto Tecnológico de Aeronáutica, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Ciências no Programa de Pós-Graduação em Engenharia Aeronáutica e Mecânica, Área de Física e Química dos Materiais Aeroespaciais.

Samoel Mirachi

**ESTUDO EXPERIMENTAL DE FRATURA EM DIAFRAGMAS
METÁLICOS DE TÚNEIS DE VENTO HIPERSÔNICOS
USINADOS COM LASER A FIBRA PULSADO**

Tese aprovada em sua versão final pelos abaixo assinados:



Prof. Dr. Rudimar Riva
Orientador

Prof. Dr. Celso Massaki Hirata
Pró-Reitor de Pós-Graduação e Pesquisa

Campo Montenegro
São José dos Campos, SP – Brasil
2010

Dados Internacionais de Catalogação-na-Publicação (CIP)
Divisão de Informação e Documentação

Mirachi, Samoel
Estudo Experimental de Fratura em Diafragmas Metálicos de Túneis de Vento Hipersônicos Usinados com Laser a Fibra Pulsado / Samoel Mirachi.
São José dos Campos, 2010
Número de folhas no formato 121f.

Tese de Mestrado – Curso de Engenharia Aeronáutica e Mecânica, Área de Física e Química dos Materiais Aeroespaciais – Instituto Tecnológico de Aeronáutica, 2010. Orientador: Dr. Rudimar Riva

1. Fratura em Diafragma. 2. Laser a fibra pulsado. 3. Túneis de Vento Hipersônico. I. Departamento de Ciência e Tecnologia Aeroespacial. Instituto Tecnológico de Aeronáutica. Divisão de Engenharia Mecânica. II. Título: **Estudo Experimental de Fratura em Diafragmas Metálicos de Túneis de Vento Hipersônicos Usinados com Laser a Fibra Pulsado**

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

MIRACHI, S. **Estudo Experimental de Fratura em Diafragmas Metálicos de Túneis de Vento Hipersônicos Usinados com Laser a Fibra Pulsado**. 2010. 121f. Tese de Mestrado – Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos.

CESSÃO DE DIREITOS

NOME DO AUTOR: Samoel Mirachi

TÍTULO DO TRABALHO: Estudo Experimental de Fratura em Diafragmas Metálicos de Túneis de Vento Hipersônicos Usinados com Laser a Fibra Pulsado

TIPO DO TRABALHO/ANO: Tese / 2010

É concedida ao Instituto Tecnológico de Aeronáutica permissão para reproduzir cópias desta tese e para emprestar ou vender cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte desta tese pode ser reproduzida sem a sua autorização (do autor).

Samoel Mirachi

Av. Dr. Nelson D'ávila, 1100, bl. 03 ap. 04 - Jardim São Dimas
CEP: 12.245-031, São José dos Campos - SP

Estudo Experimental de Fratura em Diafragmas Metálicos de Túneis de Vento Hipersônicos Usinados com Laser a Fibra Pulsado

Samoel Mirachi

Composição da Banca Examinadora:

Prof. Dr. Carlos de Moura Neto
Prof. Dr. Rudimar Riva
Prof. Dr. Marco Antonio Sala Minucci
Prof. Dr. Wagner de Rossi

Presidente – ITA/DCTA
Orientador – IEAv/ITA
Membro Interno – IEAv/ITA
Membro Externo – IPEN/USP

EPÍGRAFE

A ciência não é uma ilusão, mas seria uma ilusão acreditar que poderemos encontrar noutro lugar o que ela não nos pode dar.
“Sigmund Freud”

DEDICATÓRIA

Aos meus pais:
Maria Eunice Cavalaro Mirachi, pela fé e
segurança que sempre me passou e
Paulo Mirachi, pela força e
exemplo de vida.

AGRADECIMENTOS

A Deus por estar sempre presente na minha vida, e tornar tudo possível;

Ao meu orientador Dr. Rudimar Riva, pela amizade, oportunidade, paciência e que sempre acreditou na minha capacidade, com a certeza que sem a sua orientação não seria possível a realização deste trabalho;

A minhas irmãs, Izabel Mirachi, Débora A. Mirachi e Paula P. C. Mirachi, pela amizade, força, apoio necessário e incentivo indispensável para prosseguir neste trabalho;

Ao professor Dr. Milton S. F. Lima e ao Dr. Getulio de Vasconcelos, apesar de não serem meus orientadores sempre me deram suporte;

Aos professores Dr. Koshun Iha, Dr. Nicolau A. S. Rodrigues, Dr. Carlos Moura Neto, Dra. M. Margareth da Silva, Dr. Walter Miyakawa e Dr. Jorge Otubo, pela oportunidade oferecida;

Ao colega de sala e amigo, Gilson C. de C. Correard, pela colaboração, ajuda e apoio dado durante todos estes anos;

Aos amigos e colegas do IEAv, pelo companheirismo e valorosas contribuições e críticas construtivas durante a realização deste trabalho, em particular: Ananias, Antonio, Marcos, Aline, Guilherme, Antonio Oliveira, Alexandre, David, Flavia, Marcio, Juliana e Herly; aos colegas do IEAv não citados aqui;

Aos amigos do ITA que conquistei, ou melhor, que me conquistaram. Aprendi muito com cada um, em especial Mariano, Felipe, Pedro e Santiago; aos colegas de trabalho;

À Divisão de Suporte Técnico - SUTEC do IEAv pelo apoio na confecção dos diafragmas e entre outras muitas peças para o andamento do projeto, em especial ao Davi e Valéria;

Agradeço a colaboração do pessoal do Laboratório;

ao IEAv pela infra-estrutura cedida;

Agradeço o companheirismo dos colegas da pós-graduação.

Resumo

Túneis de vento hipersônico são ferramentas fundamentais para o estudo da dinâmica dos gases e possibilitam testes de comportamento aerodinâmico de protótipos em regime de escoamento hipersônico. O túnel hipersônico é formado por três componentes principais: tubo de choque, tubeira de expansão e seção de testes. O tubo de choque é constituído de uma seção de alta pressão (*Driver*) e outra de baixa pressão (*Driven*) separadas por um diafragma de ruptura metálico que atua como uma válvula de abertura rápida conectando ambas as seções. A pressão de ruptura do diafragma determina a velocidade de escoamento do gás na seção de baixa pressão e que pode variar desde Mach 6 até Mach 25 no túnel de vento hipersônico instalado no IEAv. Usualmente, o controle da pressão de ruptura é obtido usinando-se microrranhuras em forma de cruz na superfície do diafragma metálico que permitem direcionar a fratura do diafragma promovendo sua abertura total sem perda de material. A usinagem mecânica das microrranhuras é um processo lento e que, com o desgaste natural da ferramenta de corte, apresenta sérios problemas de manutenção das dimensões das microrranhuras o que afeta significativamente o valor da pressão de operação do túnel. Como forma de solucionar este problema é proposta e desenvolvida neste trabalho uma nova técnica de fabricação de microrranhuras em diafragmas metálicos utilizando-se um laser pulsado de baixa potência média e com alta taxa de repetição de pulsos. O processo de usinagem a laser permite a obtenção de microrranhuras com dimensões reprodutíveis e controláveis com precisão inferior a 0,1 mm, o que favorece o controle preciso da pressão de ruptura do túnel de vento. A gravação das microrranhuras foi efetuada em chapas finas de aço AISI 1020 utilizando um laser a fibra de itérbio pulsado com uma potência média de 20 W, largura de pulso de 150 ns e taxa de repetição de 20 kHz. Com este laser foram obtidas microrranhuras com larguras inferiores a 0,05 mm e profundidade precisamente controlada entre 0,3 mm e 0,7

mm com a variação da velocidade de usinagem de uma mesa XYZ CNC no intervalo de 30 mm/min a 480 mm/min. Os testes de ruptura dos diafragmas de aço foram realizados em um dispositivo hidráulico acionado por pistão desenvolvido neste trabalho e também no túnel de vento supersônico T1 do IEAv. A pressão de ruptura dos diafragmas obtida com o dispositivo hidráulico foi equivalente àquela obtida nos testes efetuados no T1, o que permite desenvolver e qualificar os diafragmas sem a necessidade de testes no T1, reduzindo o seu custo de fabricação. Com a técnica de usinagem a laser desenvolvido neste trabalho a pressão de ruptura no túnel de vento supersônico pode ser controlada precisamente no intervalo de pressão entre 30 bar e 120 bar, com grande redução no tempo de fabricação e sem perda de reprodutibilidade.

Abstract

Hypersonic wind tunnels are fundamental tools for the study of gas dynamics and aerodynamics in hypersonic flow regime. The hypersonic tunnel has three main components: a shock tube, an expansion nozzle and a test section. A shock tube consists primarily of a high-pressure (Driver) section and a low pressure (Driven) section separated by a metallic diaphragm which works as a fast pressure switch valve connecting both sections. The diaphragm rupture pressure determines the gas flow speed which can be varied from Mach 6 up to Mach 25 in the hypersonic wind tunnel installed at IEAv. Usually, the control of the rupture pressure is obtained by machining thin cross-shaped microgrooves on the diaphragm surface. Machining is a time-consuming process and, further, it is very difficult to keep the microgrooves with a stable shape and size because of the tool wearing during machining. To solve this problem, it is proposed and developed in this work a new technique to manufacture microgrooves onto metallic diaphragms by using a low average power, high repetition rate pulsed laser. The laser process allows obtaining microgrooves with its dimensions accurately reproducible and controllable to 0.1 mm or less, which also allows the precise control of the burst pressure of the wind tunnel. The microgrooves were made on thin plates of AISI 1020 steel using a laser pulsed ytterbium fiber with an average power of 20 W, pulse width of 150 ns and repetition rate of 20 kHz. With this laser were obtained microgrooves with widths less than 0.05 mm and controlled depth between 0.3 mm and 0.7 mm, on a CNC XYZ table with variable machining speed from 30 mm/min to 480 mm/min. The burst tests of steel diaphragms were performed in a piston-driven hydraulic device developed in this work and also in the hypersonic wind tunnel T1.-IEAv. Burst pressure of diaphragm obtained with the hydraulic device was equivalent to that obtained in tests performed at T1. The results show that it is possible to develop and qualify the diaphragm without the need of testing it at T1,

reducing its manufacturing cost. With the laser process, the rupture pressure in the hypersonic wind tunnel can be precisely controlled in the range 30 to 120 bar, with a large reduction in manufacturing time and without loss of reproducibility.

Lista de Figuras

Figura 1: Visão lateral da rampa de compressão, instalada no interior do túnel T1 [2].	17
Figura 2: Carga versus alongamento obtido num ensaio de tração [10, 11].	25
Figura 3: Alguns parâmetros importantes definidos com auxílio da curva tensão versus deformação de engenharia e real [11].	25
Figura 4: Propriedades mecânicas que podem ser obtidas a partir do ensaio de tração: 1. Módulo de elasticidade E; 2. Tensão de escoamento; 3. Resistência máxima à tração; 4. Deformação até a ruptura; 5. Tenacidade ou área sob a curva tensão-deformação [10, 11].	29
Figura 5: Sequência de deformação de corpo-de-prova para materiais dúcteis [14].	31
Figura 6: Curvas tensão-deformação para três ligas de aço com diferentes teores de carbono [15].	32
Figura 7: Concentração de tensão nas proximidades de uma trinca [13].	33
Figura 8: Variação do fator de intensidade de tensão com a espessura do material [16].	34
Figura 9: Distribuição de tensão na região da trinca para chapas finas.	35
Figura 10: Diafragma deformado pela aplicação de pressão.	36
Figura 11: Representação gráfica do processo de absorção da irradiação laser [21].	42
Figura 12: Refletividade de alguns metais em função do comprimento de onda da radiação [19].	44
Figura 13: Processo de difusão de calor no material irradiado por um feixe de laser.	45
Figura 14: Variação da temperatura no meio em função do comprimento de penetração para um pulso de laser retangular com duração τ .	47
Figura 15: Diagrama de transformação de fases com o aquecimento do material [20].	48
Figura 16: Focalização do feixe do laser com lente convergente [19].	53
Figura 17: Esquema do processo de microusinagem com lasers pulsados: (a) vista em corte; (b) vista da superfície.	56
Figura 18: Diagrama ilustrando uma cavidade parabólica gerada após a aplicação de i pulsos de laser.	57
Figura 19: Profundidade da microrranhura em função do número de pulsos acumulados para três valores de potência média do laser: 20 W, 15 W e 10 W.	58
Figura 20: Profundidade da microrranhura em função da velocidade de deslocamento do material para três valores de potência média do laser: 20 W, 15 W e 10 W.	59
Figura 21: Remoção de material por ejeção de líquido [5].	60
Figura 22: Primeiro túnel de vento desenvolvido no IEAv denominado T1 (cortesia IEAv).	63
Figura 23: Túnel de Vento Hipersônico T1 com a instrumentação (cortesia IEAv).	64
Figura 24: Túnel de Vento Hipersônico T2 do IEAv, que possui 4 seções, semelhantes ao do T1 (cortesia IEAv).	65
Figura 25: DDS do Túnel de Vento Hipersônico T1 do IEAv.	66

Figura 26: Geometria de gravação das microrranhuras no diafragma.	68
Figura 27: Evolução da geometria dos diafragmas.	69
Figura 28: Microestrutura da granulação da chapa de aço 1020.	71
Figura 29: Laminação a frio.	72
Figura 30: Dureza Vickers das chapas de aço 1020.	73
Figura 31: Região da bobina onde foram retirados os corpos-de-prova nas posições de 0° e 90° do sentido de laminação [32].	74
Figura 32: Dimensões dos corpos-de-prova utilizados no ensaio de tração [32].	74
Figura 33: Ruptura por estricção [14].	75
Figura 34: Ensaio de tração para a chapa de aço CH-1,05 para os dois sentidos de laminação.	75
Figura 35: Ensaio de tração para a chapa de aço CH-1,14 para os dois sentidos de laminação.	76
Figura 36: Ensaio de tração realizado para as chapas CH-1,05 e CH-1,14, comparando: deformação (gráfico a), Módulo de Tenacidade (gráfico b) e, Tensão Limite de Resistência (gráfico c).	77
Figura 37: Descrição do Dispositivo de Teste Pistão: (a) Vista geral do dispositivo montado e (b) Detalhamento dos principais componentes do dispositivo.	78
Figura 38: Pistão hidráulico de teste de ruptura, composto por um par de flanges, prensa hidráulica, medidor de carga, comparador e suporte lateral.	79
Figura 39: Teste de deslocamento em função da pressão aplicada para as chapas CH – 0,92, CH – 1,05, CH – 1,14 e CH – 1,5-A.	81
Figura 40: Curva tensão-deformação, aplicada para as chapas CH – 0,92, CH – 1,05, CH – 1,14 e CH – 1,5-A.	82
Figura 41: Largura do canal da microrranhura em função da distância entre a lente e a superfície do diafragma.	83
Figura 42: Desenho esquemático do arranjo experimental utilizado nos ensaios de microusinagem dos diafragmas com um laser a fibra pulsado.	84
Figura 43: Mesa CNC XYZ com laser fixado na direção Z e diafragma nas direções XY.	85
Figura 44: Vista da superfície dos cordões de solda obtidos utilizando uma velocidade de soldagem de 240 mm/min.	87
Figura 45: Profundidade das microrranhuras para as velocidades de corte entre 60 e 480 mm/min, com aumento de 80 vezes no microscópio óptico Zeiss do IEAv, para chapa CH-0,92.	88
Figura 46: Microrranhura feita com o laser a fibra de itérbio pulsado, ampliada 500 x no microscópio óptico Zeiss.	89
Figura 47: Microrranhura ampliada 1000 x no microscópio Zeiss, onde: (1) região fundida (2), região ZTA e (3) corresponde ao material base.	90
Figura 48: Vista lateral, da profundidade da região microusinada na amostra submetida ao ensaio de tração.	90

Figura 49: Teste de microusinagem para as potências de 10, 15 e 20 W em função da velocidade de corte, variando entre 30 mm/min e 480 mm/min	91
Figura 50: Saturação da profundidade por número de pulsos do laser.	91
Figura 51: Profundidade das microrranhuras, para todas as chapas, em função da velocidade de corte.	93
Figura 52: Teste de dureza Vickers, feito aleatoriamente dentro do canal fundido.	94
Figura 53: Ensaio de dureza Vickers dentro do canal refundido em função da velocidade de corte, para velocidades desde 30 mm/min a 480 mm/min	94
Figura 54: Dureza Vickers em função da profundidade da ranhura.	95
Figura 55: Demonstração na amostra dos testes de dureza Vickers transversalmente.	96
Figura 56: Ensaio de dureza Vickers realizado em X, para as chapas de aço 1020 CH-1,14 e CH-1,5-B, cruzando a ranhura.	97
Figura 57: Sequência do processo para o teste no dispositivo de teste.	99
Figura 58: Pressão de ruptura em função da profundidade da microrranhura para potências de 10, 15 e 20 W.	100
Figura 59: Pressão de ruptura, para quatro velocidades de corte, aplicada em todas as chapas de aço utilizadas no projeto.	101
Figura 60: Pressão de ruptura para quatro profundidades da ranhura, aplicada em todas as chapas de aço utilizadas no projeto.	101
Figura 61: Curva tensão de ruptura em função de A/t , para todas as chapas de aço 1020, e respectivos valores de coeficiente da equação da reta (y).	102
Figura 62: Tensão limite de Resistência (UTS) para três casos diferentes: dureza em HV/3, coeficiente da reta e teste de tração.	103
Figura 63: Corpo-de-prova usinado com laser	105
Figura 64: Comparação da carga em função do deslocamento para amostra confeccionada com laser e submetida a ensaio de tração.	106
Figura 65: Deformação dos corpos-de-prova no testes de tração em função das profundidades das microrranhuras.	106
Figura 66: Resistência a tração dos corpos-de-prova no testes de tração em função das profundidades das microrranhuras.	107
Figura 67: Módulo de Tenacidade gasta para fraturar os corpos-de-prova no testes de tração em função das profundidades das microrranhuras.	108
Figura 68: Vista lateral da região fraturada da amostra submetida ao ensaio de tração, visualizada com ampliação de 300 de vezes no microscópio óptico do IEAv.	109
Figura 69: Teste de fratura feito no pistão com diafragmas.	110
Figura 70: Velocidade de corte em função da pressão de ruptura, com riscos contra laminação, a favor da laminação e nos dois sentidos.	111
Figura 71: Representação de um diafragma deformado, cortado ao meio, desenhado em SolidWork.	111
Figura 72: Variação da espessura da chapa CH-0,92 para uma calota deformada a 100 bar.	112

Figura 73: Diafragma sem cruzamento das microrranhuras.	112
Figura 74: Comparação do ensaio sem cruzar as microrranhuras com os testes de tração feitos no pistão para velocidade de corte de 300 mm/min para chapa CH-1,5-B.	113
Figura 75: Sequência do processo de confecção e ensaio do diafragma para teste no Túnel de Vento Hipersônico T1.	114
Figura 76: Pressão de ruptura no pistão e no T1 em função da profundidade de corte.	115

Lista de Tabelas

Tabela 1: Propriedades mecânicas típicos do aço 1020 laminado a frio.....	70
Tabela 2: Distribuição das amostras para o ensaio de tração.....	105

Sumário

1	Introdução	17
1.1	Objetivos	20
1.2	Estrutura do Trabalho	21
2	Conceitos básicos de Fratura	23
2.1	Resistência dos Materiais e Princípios de Fratura	23
2.1.1	Curva de Tensão Versus Deformação para o Ensaio de Tração	24
2.2	Critérios de Fratura	32
2.3	Tensão de ruptura em diafragmas	35
3	Conceitos e Fundamentos de Microusinagem a Laser	39
3.1	Princípios básicos do processo de microusinagem com lasers pulsados	39
3.1.1	Processo de interação do laser com materiais.	41
3.1.2	Processo de aquecimento de materiais com laser pulsado	44
3.1.3	Parâmetros importantes de processamento com lasers pulsados.	49
3.1.4	Estimativa da profundidade de corte com múltiplos pulsos.	56
4	Material e Procedimento Experimental	62
4.1	Túnel de Vento Hipersônico.....	62
4.1.1	Túnel de Vento Hipersônico T1	64
4.2	Diafragmas de Aço 1020.....	67
4.2.1	Tamanho e formatos dos diafragmas	68
4.2.2	Chapas de Aço 1020	70
4.3	Dispositivo de Teste.....	78
4.4	Dispositivo de microusinagem	82
4.4.1	Laser a fibra de itérbio	82
4.4.2	Descrição do dispositivo de microusinagem com laser a fibra de Itérbio pulsado	82
5	Microusinagem de Diafragmas com Laser Pulsado	86
5.1	Microusinagem com laser pulsado	86
5.2	Microusinagem a laser em diafragmas.....	88
5.2.1	Teste de dureza Vickers	93
6	Fratura em Diafragmas.....	98
6.1	Ensaio de fratura no Dispositivo de Teste Pistão	98
6.1.1	Determinação dos parâmetros de ruptura.....	101
6.2	Influência do sentido de laminação para as microrranhuras	104
6.2.1	Ensaio de tração variando a profundidade de corte	105
6.2.2	Ensaio de ruptura utilizando o dispositivo de teste	110
6.3	Ensaio de fratura no Túnel de Vento Hipersônico T1	113
7	Conclusão e Sugestões de Trabalhos Futuros	117
	Referências	120

1 Introdução

Túneis de Choque provavelmente estão entre as ferramentas experimentais mais versáteis, Sendo utilizado em inúmeros estudos que vão desde a aerodinâmica no setor aeroespacial, em especial para aqueles direcionados para a dinâmica de voos a super e hipervelocidades até para estudos de lasers de alta energia [1], podendo ser transônicos, supersônicos e hipersônicos. A vantagem de sua utilização em experimentos de dinâmica dos gases é que as relações obtidas analiticamente da teoria podem ser utilizadas para encontrar dados experimentais relevantes nos escoamentos [2].

O objetivo do túnel de choque é reproduzir, em laboratório, as condições de voo que estaria sujeito um veículo viajando a velocidades supersônica ou hipersônica. No compartimento que é denominado de seção de teste, onde fica instalado tanto o modelo a ser estudado como também a instrumentação pertinente ao experimento, conforme mostrado na Figura 1, é disponibilizado ao pesquisador o escoamento hipersônico ou supersônico. Nos túneis de choque, a técnica empregada para produzir o escoamento hipersônico (supersônico) é a expansão de um gás, chamado de gás de teste, em uma tubeira convergente-divergente [3].

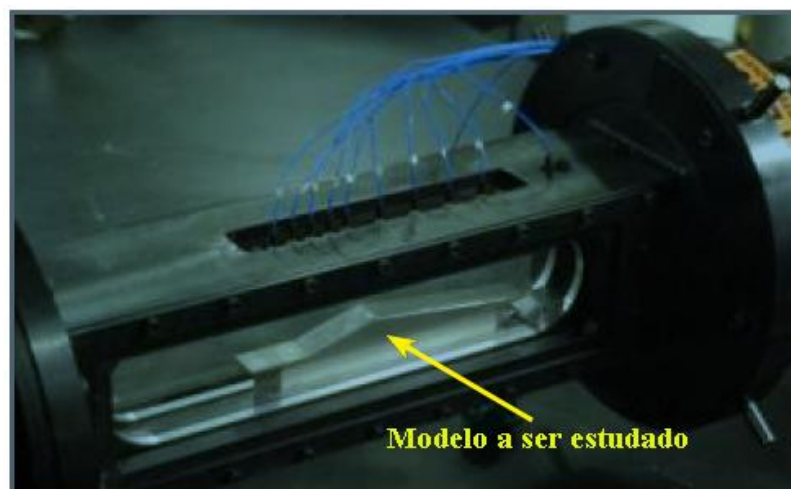


Figura 1: Visão lateral da rampa de compressão, instalada no interior do túnel T1 [2].

Segundo Oliveira [3], os túneis de choque são capazes de reproduzir em laboratório as condições de entalpia, temperatura e de pressão correspondentes às altitudes que um voo

hipersônico se depara. Assim, com a escolha apropriada dos parâmetros que controlam o funcionamento do túnel, como pressão e velocidade de escoamento na saída da tubeira, por exemplo, podem ser obtidas as condições compatíveis com as altas altitudes em que os voos hipersônicos estão sujeitos.

A operação do túnel de choque começa com o rompimento do diafragma que separa a seção de alta pressão (*driver*) da seção de baixa pressão (*driven*), fazendo com que o gás armazenado sob alta pressão sofra uma abrupta expansão em direção à seção de baixa pressão. Uma onda de choque normal é então formada como consequência desta rápida expansão e esta onda, confinada pelas paredes da seção de baixa pressão (*driven*), passa a viajar em direção ao final deste compartimento acelerando, comprimindo e aquecendo o gás de teste pelo qual ela vai sendo transmitida [3].

Dessa forma, um bom controle da pressão de ruptura é um dos principais fatores para obtenção das condições adequadas de funcionamento do túnel hipersônico.

A pressão de ruptura e a velocidade de escoamento de fluidos em túneis de vento hipersônicos são controladas normalmente utilizando-se diafragmas metálicos, em cuja superfície são inscritas microrranhuras, que têm por função direcionar e facilitar o processo de fratura.

A pressão e o tempo de ruptura dos diafragmas são criticamente dependentes das dimensões (largura e profundidade) das microrranhuras. Pequenas variações nestas dimensões alteram de forma significativa os parâmetros de operação do túnel hipersônico, e podem levar inclusive a perda de pétalas do diafragma ou ao contrário, a uma abertura incompleta do mesmo. No primeiro caso, como desprendimento de material do diafragma podem ocorrer sérios danos na estrutura do túnel. Com a abertura incompleta tanto a pressão como a velocidade de escoamento do gás podem ser alteradas de forma significativa.

A fabricação das microrranhuras pelo processo convencional utilizado até o presente é obtida por usinagem mecânica e tem como principal problema, a dificuldade de reproduzir as dimensões das microrranhuras devido ao desgaste das ferramentas de corte. Devido à concentração de tensão nas microrranhuras a ruptura do diafragma acontece seguindo a direção das microrranhuras inscritas na superfície dos diafragmas metálicos.

As atividades na área de aerodinâmica e hipersônica iniciaram no IEAv em 1986, com o estudo de aplicação de laser em escoamento hipersônico, realizado no túnel de Vento Hipersônico T1, durante o mestrado, pelo Instituto Tecnológico da Aeronáutica (ITA/CTA), do então Ten. Eng. Marco Antonio Sala Minucci [1]. Mais Tarde projetou e construiu, em 1992, o primeiro túnel de vento hipersônico pulsado no Brasil (Túnel de Vento Hipersônico T2), sendo inaugurado em 16 de Dezembro de 1992. Nesta época foi criado o Laboratório de Aerodinâmica e Hipersônica no IEAv.

Em 16 de Dezembro de 2006, foi inaugurado o Túnel de Vento Hipersônico Pulsado T3. A FAPESP (processo nº 2004/00525-7) financiou o projeto, a fabricação, a montagem, a instrumentação e a operação do Túnel de Vento Hipersônico T3 [4]. Atualmente, no Laboratório de Aerodinâmica e Hipersônica Prof. Henry T. Nagamatsu do IEAv há três túneis de vento (ou choque) hipersônicos T1, T2 e T3.

Em todos eles o controle da pressão e velocidade de escoamento se faz com o uso de diafragmas metálicos, com microrranhuras usinadas mecanicamente. Apesar dos bons resultados obtidos até o presente, ocorrem ainda problemas de reprodutibilidade de resultados ou abertura incompleta dos diafragmas resultante das dificuldades de manutenção das dimensões das microrranhuras fabricadas pelo método de usinagem mecânica [5, 6].

Além do problema de reprodutibilidade, o tempo de fabricação dos diafragmas é relativamente elevado e limitado a geometrias de microrranhuras simples, e para apenas alguns materiais de fácil usinabilidade, como aços de baixo teor de carbono, cobre e alumínio.

A espessura mínima dos materiais que podem ser empregados na fabricação dos diafragmas é também outro fator limitante do processo de usinagem mecânica devido aos problemas de deformação causados pela pressão da ferramenta de corte.

Uma alternativa vantajosa para a fabricação de diafragmas metálicos é a utilização do processo de usinagem com laser. Neste processo, uma vez estabelecidos os parâmetros de controle de gravação da microrranhura, é possível manter-se a reprodutibilidade nas dimensões das mesmas [6, 7]. O tempo de fabricação e também a facilidade de automação do processo são outras vantagens da aplicação do laser. Neste trabalho pretende-se descrever o desenvolvimento de um novo método de fabricação dos diafragmas, utilizando o processo de usinagem de microrranhuras com laser. Este processo já foi utilizado com sucesso no IEAv, mais especificamente no Laboratório de Desenvolvimento de Aplicações de Lasers e Óptica (Dédalo), para o controle de fratura de componentes de motores automotivos [5]. Uma vez estabelecidos os parâmetros de processo adequados espera-se com este método inovador garantir maior reprodutibilidade dos parâmetros de operação do túnel de vento hipersônico, e reduzir drasticamente o seu tempo de fabricação.

1.1 Objetivos

Os objetivos principais desta tese de mestrado são:

- a) Estudo e projeto de confecção de diafragmas com microrranhuras usinadas com laser, em substituição ao o processo de usinagem mecânica. O estudo foi conduzido utilizando um laser a fibra pulsado para usinar as microrranhuras em chapas de aço 1020. Esta etapa incluiu o estudo de parâmetros de microusinagem com laser pulsado e a definição de geometrias tanto das microrranhuras como de forma do diafragma.
- b) Estudo, projeto e construção de Dispositivo Hidráulico de Ensaio de Ruptura de diafragmas denominado aqui Dispositivo de Teste Pistão e que pode ser usado

para determinação de pressão de ruptura de diafragmas sem a necessidade do uso do Túnel de Vento Hipersônico T1 para os testes.

- c) Estudo e testes de resistência dos materiais e mecânica da fratura aplicada aos diafragmas com o levantamento das influências das dimensões das microrranhuras, da dureza do material e do sentido de laminação no processo de fratura.

1.2 Estrutura do Trabalho

Este trabalho está estruturado da seguinte forma: o Capítulo Dois descreve os conceitos e definições básicas da teoria de resistência dos materiais e mecânica de fratura, que são relevantes para o processo de ruptura de diafragmas metálicos utilizados no controle da pressão e velocidade de escoamento dos túneis de vento hipersônicos. São discutidos os principais parâmetros de controle de fratura de materiais, definindo suas variáveis e propriedades mecânicas que podem ser controladas para se obter a ruptura dos diafragmas.

O Capítulo Três descreve os conceitos e fundamentos de microusinagem a laser, os processos físicos que ocorrem durante a interação laser-matéria, bem como as propriedades térmicas e físicas no material utilizado. Foi desenvolvido um modelo simples de microusinagem com laser pulsado que permite prever com razoável precisão as profundidades e os principais parâmetros de controle do processo.

O Capítulo Quatro descreve os principais aspectos e características dos túneis de vento hipersônicos, seu funcionamento e, em especial, a influência dos diafragmas metálicos no controle dos parâmetros de operação do túnel. Os diafragmas metálicos, que são o tema central deste trabalho, foram confeccionados em aço 1020. As principais características e propriedades desse material são descritas neste capítulo. Também é descrito em detalhes o desenvolvimento de um dispositivo de teste de diafragmas de ruptura que permitiu o estudo independente de parâmetros de ruptura de diafragmas sem a necessidade de utilização do túnel de vento hipersônico. Com esta metodologia original é possível ter-se uma pré-avaliação

rápida dos parâmetros de ruptura do diafragma, o que deverá reduzir os custos de operação do túnel e melhorar a precisão das suas condições de operação. Finalmente, descreve-se o dispositivo de microusinagem de ranhuras de diafragmas baseado em um laser a fibra de itérbio pulsado instalado no Laboratório Dédalo do IEAv em uma mesa CNC.

O Capítulo Cinco descreve os resultados obtidos na usinagem a laser das microrranhuras de diafragmas de aço 1020.

O Capítulo Seis descreve os resultados obtidos nos ensaios de ruptura de diafragmas que foram testados no dispositivo hidráulico acionado por pistão e no Túnel de Vento Hipersônico T1, São discutidos também neste capítulo as influências no processo de fratura dos diafragmas da dureza e sentido de laminação das chapas de aço 1020 e também a influência da geometria das microrranhuras.

No último Capítulo, de conclusão e trabalhos futuros destacam-se os resultados obtidos no processo de fratura de diafragmas, a importância do desenvolvimento do Dispositivo de Teste Pistão como ferramenta de análise, teste e até mesmo levantamento de algumas perspectivas de trabalhos futuros, bem como demais sugestões de trabalhos futuros.

2 Conceitos básicos de Fratura

Neste capítulo descrevem-se conceitos e definições básicas da teoria de resistência dos materiais e mecânica de fratura, que são relevantes para o processo de ruptura de diafragmas metálicos utilizados no controle da pressão e velocidade de escoamento dos túneis de vento hipersônicos.

De forma geral o estudo da mecânica de fratura tem como preocupação principal prever e evitar falhas em estruturas mecânicas. Neste trabalho, entretanto busca-se o oposto, ou seja, investigar os mecanismos que facilitam a ruptura ou falha dos materiais de forma a controlar com precisão os parâmetros de ruptura.

O controle de fratura nos últimos anos vem se tornando uma técnica muito utilizada para o seccionamento de partes de peças e componentes, com grande redução no tempo de fabricação, por exemplo, aplicações em capas de mancais, bielas, selos de ruptura, etc. [5 - 7].

Serão descritos os principais parâmetros de controle de fratura de materiais, com a definição das variáveis e propriedades mecânicas dos materiais que podem ser controladas para se obter a ruptura dos diafragmas.

2.1 Resistência dos Materiais e Princípios de Fratura

Quando se discute fratura, o primeiro conceito que se deve ter são os conceitos de tensão e deformação, se uma carga é estática ou varia de maneira relativamente lenta com o tempo e está aplicada uniformemente sobre uma seção reta ou superfície de um elemento estrutural. O comportamento mecânico pode ser determinado por um teste simples de tensão-deformação. Este teste é comumente conduzido para metais à temperatura ambiente. Entre os três principais tipos de aplicações de carga, tem-se: tração, compressão e cisalhamento.

Neste trabalho a carga aplicada nos diafragmas é do tipo tração, Os diafragmas são deformados até sua ruptura, e partindo deste pressuposto pode se considerar os ensaios de ruptura em diafragmas (tanto no T1, como no dispositivo de teste) similar a um teste de tração.

2.1.1 Curva de Tensão Versus Deformação para o Ensaio de Tração

O ensaio de tração é um dos testes mecânicos destrutivos mais comuns, e este tipo de teste pode ser usado para determinar várias características e propriedades mecânicas de materiais, que são de suma importância para projetos envolvendo tensão-deformação em metais. Um dos principais objetivos do ensaio de tração é a determinação de propriedades mecânicas dos materiais, como rigidez e ductilidade, por exemplo. As principais propriedades mecânicas medidas no ensaio são: módulo de elasticidade, tensão de escoamento, tensão limite de resistência, módulo de resistência, tenacidade e deformação.

O teste consiste em deformar uma amostra até o ponto de fratura, com carga de tração que é aplicada uniaxialmente ao longo do eixo de uma amostra. Normalmente, as seções retas são circulares e retangulares (estas usadas para determinação das propriedades mecânicas de chapas). Durante o teste, a deformação é concentrada em uma estreita região central (onde ocorre a estricção), que tem uma seção reta uniforme ao longo do seu comprimento.

Um ensaio tensão-deformação tipicamente toma vários minutos para executar, e é destrutivo; isto é, o corpo-de-prova é permanentemente deformado e usualmente fraturado [8], conforme mostra a Figura 2. O ensaio de tração pode ser realizado em temperaturas muito baixas ou em altas temperaturas. Para a maioria das aplicações, o ensaio é realizado à temperatura ambiente [9].

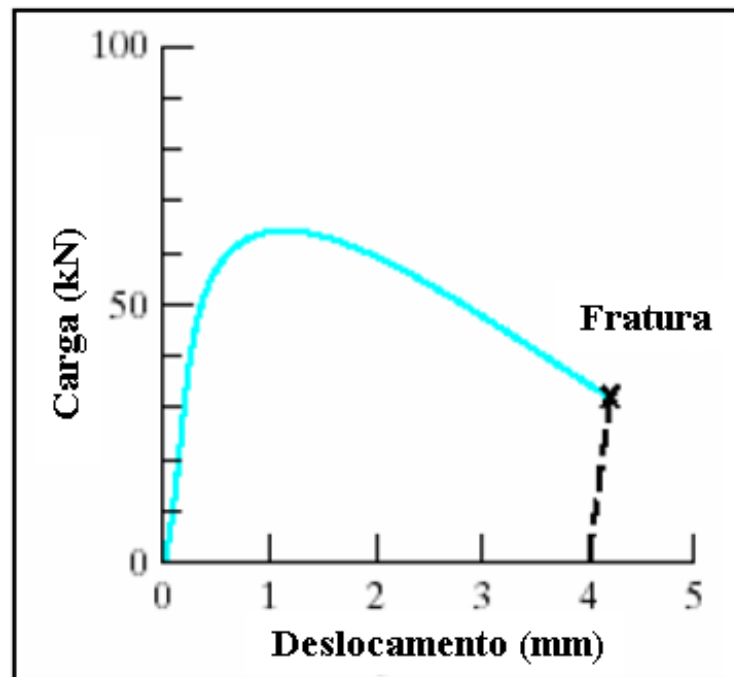


Figura 2: Carga versus alongamento obtido num ensaio de tração [10, 11].

Como a carga depende das amostras, divide-se a carga pela seção reta da amostra para se ter uma característica mais geral do material e apresentar o resultado em termos de tensão versus deformação, como mostrado na Figura 3 [11].

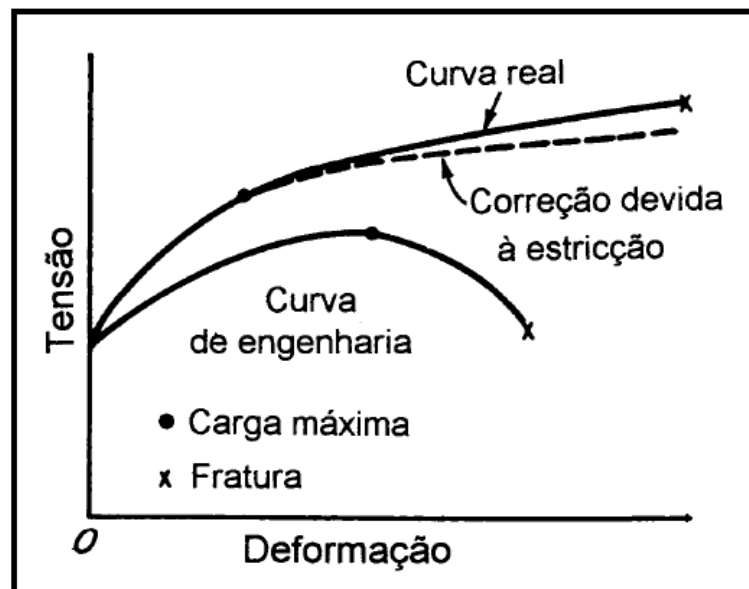


Figura 3: Alguns parâmetros importantes definidos com auxílio da curva tensão versus deformação de engenharia e real [11].

A tensão de engenharia (σ) não leva em conta a redução da seção reta do corpo-de-prova durante o ensaio, e é definida pela equação (1), onde P é a carga sobre a amostra e A_0 a

seção reta inicial. Já a deformação de engenharia (ε) é definida pela equação (2), na qual o alongamento da amostra Δl é medido em relação ao comprimento inicial l_0 , denominado de comprimento útil, e l é o comprimento da amostra para uma determinada carga [12]:

$$\sigma = P/A_0, \quad (1)$$

$$\varepsilon = (l - l_0)/l_0 = \Delta l/l_0 \quad (2)$$

A forma da curva tensão de engenharia versus deformação de engenharia tem a mesma forma da curva força versus alongamento. O ponto de máximo nos dois casos está associado com o início da deformação localizada (não uniforme), denominada estrição [9].

A diminuição da tensão além de um certo ponto se deve ao fato de se considerar que a área do corpo-de-prova permanece constante, o que certamente não é possível uma vez que ocorre um alongamento do material e, portanto, uma diminuição da área em que é aplicada a carga.

É possível estimar a tensão verdadeira considerando um alongamento relativo infinitesimal dL/l_0 do corpo-de-prova. Neste caso, a deformação real do material pode se estimada através da equação:

$$\varepsilon_v = \frac{dL}{l} \rightarrow \varepsilon_v = \int_{l_0}^L \frac{1}{L} dL = \ln \frac{L}{L_0}, \quad (3)$$

onde ε_v real é denominado deformação verdadeira ou deformação logarítmica. Considerando que o volume do material não se altera durante a deformação, tem-se que:

$$dV = 0 \rightarrow AL = A_0L_0 \rightarrow \frac{L}{L_0} = \frac{A}{A_0}. \quad (4)$$

Com isto pode-se estabelecer uma relação entre os valores real e de engenharia para a tensão e a deformação pelas expressões (5) e (6):

$$\sigma_{vt} = \sigma_e (1 + \varepsilon_e), \quad (5)$$

$$\varepsilon_V = \ln(1 + \varepsilon_e). \quad (6)$$

A Figura 3 mostra a comparação das duas quantidades em um teste de tração. Nota-se que a curva de tensão-deformação de engenharia e a curva tensão-deformação verdadeira no regime elástico são muito próximas, pois as deformações são pequenas (menores que 0,5%). À medida que aumenta a deformação plástica, as diferenças entre a curva de engenharia e a curva real se acentuam, conforme mostrado na Figura 3.

Embora a curva real seja mais precisa, a curva de engenharia é a mais utilizada. Com auxílio da curva de engenharia podem-se definir vários parâmetros importantes [9]:

- Limite de escoamento: é a tensão que separa o comportamento elástico do plástico. Como, em alguns casos, é difícil determinar-se a tensão máxima para a qual não há deformação residual plástica, define-se o limite de escoamento para uma deformação permanente de 0,2%.
- Limite de resistência: é a tensão (de engenharia) máxima que o corpo-de-prova resiste. A partir desta tensão as tensões (de engenharia) caem, devido à estrição do corpo-de-prova.
- Tensão de ruptura: é a tensão (de engenharia) na qual ocorre ruptura.
- Alongamento uniforme: é o alongamento (de engenharia) que ocorre até o início da estrição. Corresponde à deformação plástica que ocorre uniformemente no corpo-de-prova.
- Alongamento total: é o alongamento (de engenharia) que ocorre até a ruptura do corpo-de-prova.
- Estrição: é a redução porcentual da área da secção transversal do corpo-de-prova após a ruptura.

- Finalmente, é importante destacar que o ensaio de tração é realizado com a temperatura constante e que a velocidade de deformação (velocidade de afastamento das garras) é mantida aproximadamente constante.

A deformação pode ser basicamente de dois tipos: deformação elástica e/ou deformação plástica. O grau até onde uma estrutura se deforma ou escoar depende da magnitude de uma tensão imposta. A deformação elástica é uma deformação temporária, já a deformação plástica é uma deformação permanente [15].

Para muitos metais que são tensionados em tração e em relativamente baixos níveis, tensão e deformação são proporcionais entre si através da Equação (7).

$$\sigma = E \varepsilon \quad (7)$$

Esta relação é conhecida como a lei de Hooke e a constante E (MPa) é conhecida como módulo de elasticidade ou módulo de Young. O módulo E pode ser visto como a rigidez ou uma resistência do material à deformação elástica. Quanto maior o módulo, mais rígido é o material, ou menor é a deformação elástica que resulta da aplicação de uma dada tensão. O módulo é um importante parâmetro de projeto usado para calcular flexões elásticas.

Deformação na qual tensão e deformação são proporcionais é chamada deformação elástica; um gráfico de tensão versus deformação resulta numa correlação linear, como mostrado no ponto 1 da Figura 4. A deformação elástica é não-permanente, o que significa que quando a carga aplicada for removida, a peça retorna à sua forma original.

Já o ponto 2 representa a tensão de escoamento σ , do material. É a tensão acima da qual o material sofre deformação plástica permanente. Seu valor tem um significado prático muito importante na conformação mecânica dos materiais, como no caso da laminação das chapas de aço 1020 utilizadas neste trabalho [11].

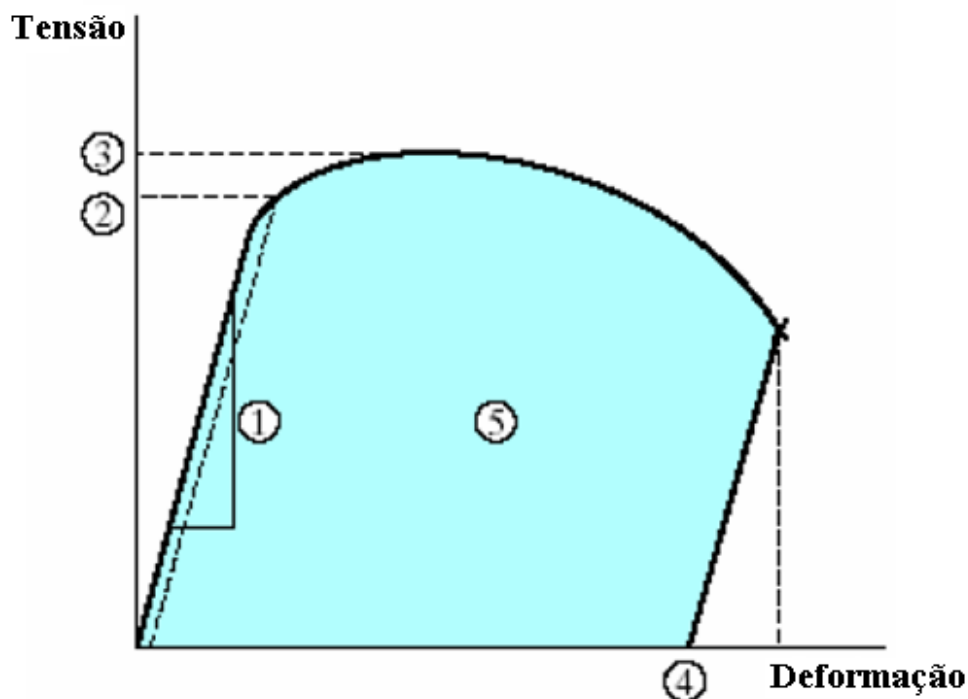


Figura 4: Propriedades mecânicas que podem ser obtidas a partir do ensaio de tração: 1. Módulo de elasticidade E ; 2. Tensão de escoamento; 3. Resistência máxima à tração; 4. Deformação até a ruptura; 5. Tenacidade ou área sob a curva tensão-deformação [10, 11].

Conforme o material se deforma a carga tende a aumentar devido ao encruamento (com aumento de resistência mecânica), que nada mais é do que o aumento da dureza que acompanha um trabalho de deformação. Este processo inicia-se acima da tensão de escoamento, e neste instante ocorre um aumento da tensão de engenharia à medida que a deformação prossegue até se chegar ao máximo, ponto 3, denominado de resistência máxima à tração, σ_m . Uma aplicação prática para este processo é encontrado na conformação a frio dos metais (deformação plástica ocorrendo a temperaturas abaixo da temperatura de recristalização).

A partir do ponto máximo 3, qualquer parte do corpo-de-prova que seja mais fraco do que o restante irá se deformar sob esta carga, enquanto que todas as outras seções, que requerem um aumento de carga para seguir a deformação, ficam com uma deformação constante ou até decrescente. Assim tem-se uma região que deforma mais e, portanto, tem a sua seção transversal mais reduzida, fenômeno conhecido por estricção.

Esta relação ocorre devido ao fato de se considerar a seção reta original da amostra e não a seção verdadeira que diminui ao longo do ensaio. Se a diminuição na seção reta da amostra for levada em conta, teremos a curva tensão-deformação verdadeira, como mostrado na Figura 3 [11].

Assim, a tensão de escoamento na curva tensão-deformação de engenharia, para muitos metais e ligas, corresponde à região da curva de tensão verdadeira (σ_v) versus deformação verdadeira (ε_v). A resistência máxima a tração na curva tensão-deformação de engenharia corresponde ao começo da estricção, conforme mostrado na equação (8):

$$\sigma_v = K\varepsilon_v^n, \quad (8)$$

onde n e K são valores constantes para um dado metal ou liga, e estes parâmetros são denominados, respectivamente, de expoente de encruamento e coeficiente de resistência.

Um material perfeitamente plástico tem um coeficiente de encruamento nulo, enquanto que um material perfeitamente rígido $n = 1$. Para metais o valor de n está entre 0,02 e 0,5 [13].

A ductilidade é uma propriedade fundamental do material que permite que o mesmo flua plasticamente antes da ruptura para operações de conformação, como laminação, extrusão e estampagem. A Equação (9) mostra que a ductilidade também pode ser medida em termos de redução de área:

$$RA = \frac{(A_0 - A_f)}{A_0}. \quad (9)$$

Quanto maior o alongamento ou a redução de área, mais dúctil é o material. Em materiais que deformam substancialmente antes de fraturar, o processo se desenvolve de forma relativamente lenta à medida que a trinca propaga, conforme é apresentado na Figura 5. Este tipo de trinca é denominado “estável”, porque ela pára de se propagar a menos que haja um aumento da tensão aplicada no material [14].

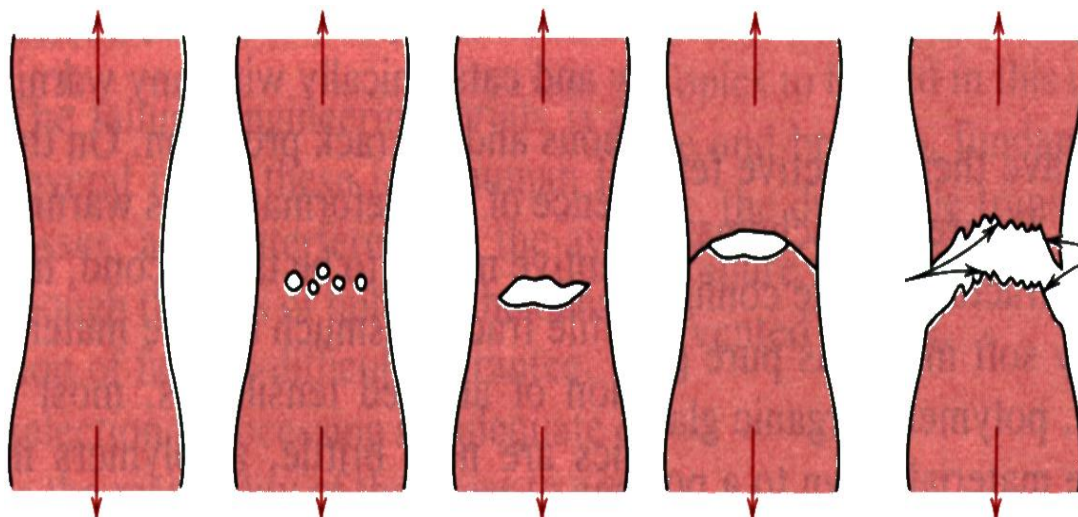


Figura 5: Sequência de deformação de corpo-de-prova para materiais dúcteis [14].

Dependendo do critério abordado, um metal ou liga metálica induzido à fratura pode se comportar de várias maneiras. De forma geral costumam-se definir dois modos principais: fratura frágil, associada a uma pequena quantidade de energia absorvida e fratura dúctil, onde é consumida uma grande quantidade de energia antes de ocorrer a fratura. Um material de alta resistência mecânica, mas frágil, pode ser tão ruim quanto um material de alta ductilidade e baixa resistência mecânica. Define-se o módulo de tenacidade do material, como sendo a energia (por unidade de volume) necessária para deformar o material até sua ruptura. O módulo de tenacidade pode ser estimado calculando-se a área sob a curva tensão-deformação, ponto (5) da Figura 4. Os materiais com maior tenacidade, e, portanto mais resistentes à fratura, têm uma boa combinação de alta tensão limite de resistência e alta deformação (ou ductilidade).

A Figura 6 mostra um exemplo de curvas de tensão-deformação para três diferentes ligas de aço carbono (alto, médio e baixo teor de carbono), onde se vê claramente que o material mais tenaz corresponde ao material com valores relativamente elevados de limite de resistência e deformação.

O aço 1020 utilizado neste trabalho corresponde ao material mostrado na figura como sendo de médio teor de carbono.

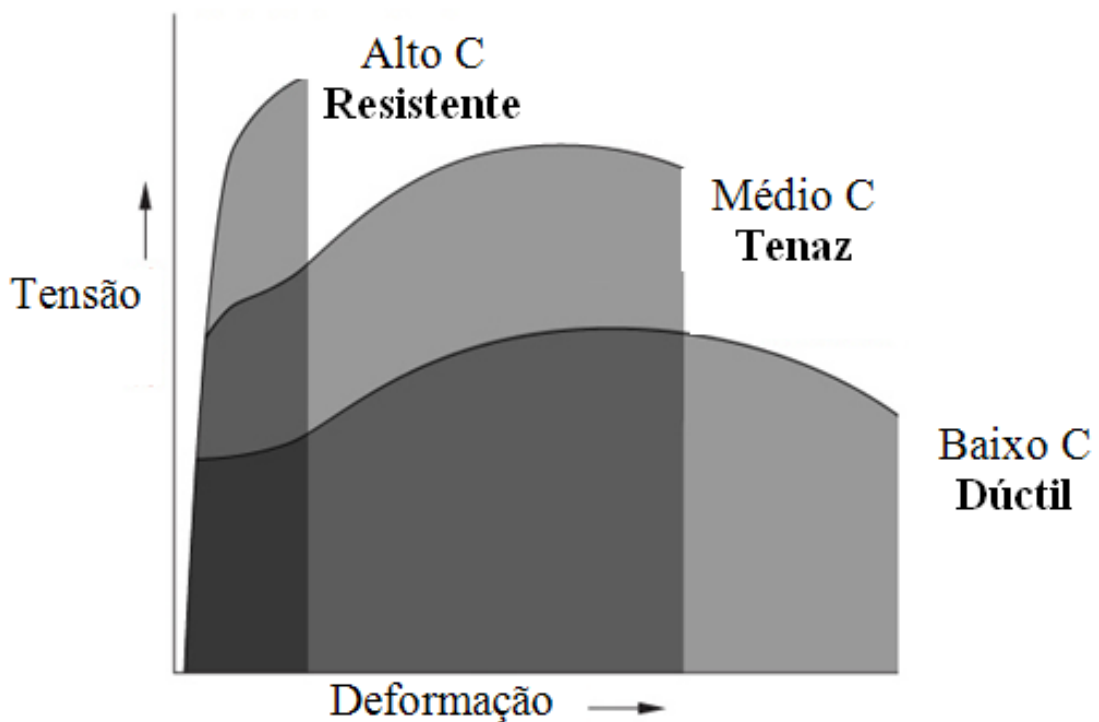


Figura 6: Curvas tensão-deformação para três ligas de aço com diferentes teores de carbono [15].

Sob o ponto de vista de micromecanismos de fratura, pode-se dizer que a fratura dúctil normalmente ocorre por cisalhamento, enquanto que a fratura frágil ocorre por clivagem [15].

2.2 Critérios de Fratura

Neste trabalho, o principal interesse está em determinar os parâmetros que controlam fratura ou ruptura dos diafragmas metálicos através da gravação de microrranhuras (ou trincas) com dimensões conhecidas. Na Mecânica da Fratura o que se quer é evitar a ruptura do material o que leva a definir níveis de tensões e deformações limites de utilização do material que são, em geral, inferiores ao ponto exato de ruptura.

Entretanto, embora seja difícil estimar os valores exatos, é possível ter-se uma idéia de valores aproximados de tensão ou deformação que levam à ruptura e correlacioná-los com o parâmetro mais importante de operação do túnel de vento que é a pressão de ruptura.

A existência de uma trinca de material submetido a uma tensão constante e uniforme causa uma concentração de tensões na extremidade da trinca como mostrado na Figura 7.

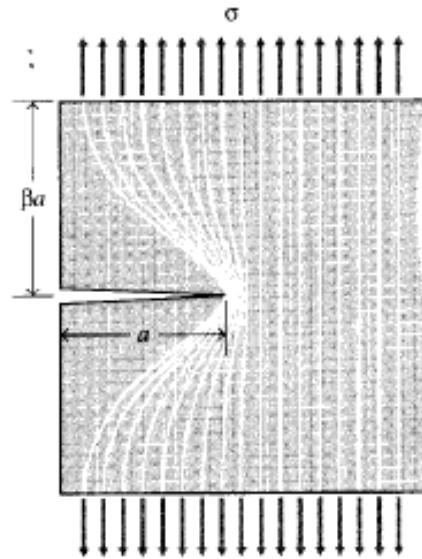


Figura 7: Concentração de tensão nas proximidades de uma trinca [13].

O aumento da tensão na ponta da trinca depende da geometria do corpo, da distribuição da carga aplicada (tração, deslizamento ou cisalhamento) e da extensão da trinca. Para uma tensão aplicada normal ao plano da trinca (tração), como na Figura 7, que é conhecido como Modo I de fratura, o aumento da tensão é descrito por [13]:

$$\sigma = \frac{K_I}{Y\sqrt{\pi a}}, \quad (10)$$

onde a é profundidade da trinca, Y é um fator que depende da geometria estrutural e K_I é fator de tenacidade de tensão que tem unidades de $\text{MPa}/\text{m}^{1/2}$. Para um material com dimensões infinitas, o fator Y é igual a 1. A fratura do material acontece quando a tensão aplicada leva a um valor crítico do fator de intensidade de tensão, descrito por K_C .

Para estruturas com dimensões finitas o valor de K_C depende também da geometria do material. A Figura 8 mostra a variação deste fator com a espessura do material [16]. Para materiais finos, a distribuição de tensão é praticamente constante na direção normal à trinca (plana) e a deformação varia a partir da ponta da trinca. Para materiais mais espessos, a tensão varia a partir da ponta da trinca e a deformação do material é plana na direção normal à trinca.

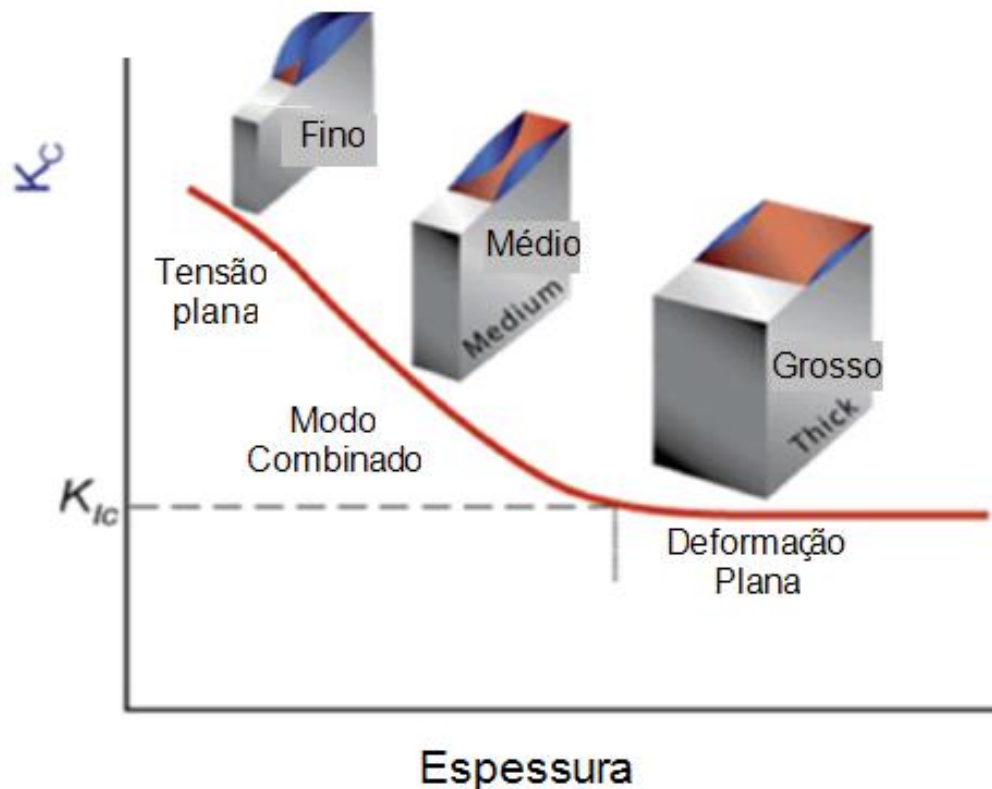


Figura 8: Variação do fator de intensidade de tensão com a espessura do material [16].

A partir de certa espessura, o valor de K_I torna-se relativamente constante e este valor, K_{Ic} , é uma propriedade do material denominado fator de intensidade de tensão em condição de deformação plana. Nesta condição considera-se que o material irá fraturar quando a tensão na ponta da trinca descrita pela equação (10) for igual à tensão de escoamento. Para o aço 1020, que tem valores aproximados de $K_{Ic} = 50 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ e tensão de escoamento $\sigma_{esc} = 200 \text{ MPa}$, o valor mínimo da profundidade de trinca seria da ordem de cm's. Ou seja, o material teria que ser muito espesso para essa condição ser aplicável.

No caso dos diafragmas utilizados neste trabalho, as espessuras de chapas são da ordem de 1 mm e é aceitável utilizar-se o critério de chapa fina, ou de tensão plana (uniforme) como já explicado.

Neste caso costuma-se estimar a tensão na região da trinca considerando a área útil de um material de espessura t , no qual foi inscrita uma trinca de profundidade a , submetido a uma carga constante, conforme ilustrado na Figura 9.

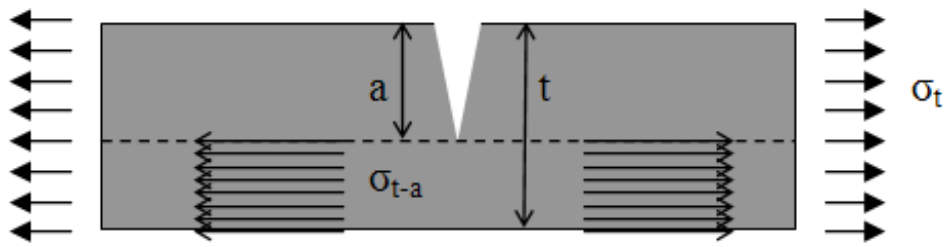


Figura 9: Distribuição de tensão na região da trinca para chapas finas.

Nesta situação, costuma-se definir a tensão efetiva na região da trinca como sendo dada por:

$$\sigma_{t-a} = \frac{t}{t-a} \sigma_t. \quad (11)$$

Com isto pode-se dizer que a fratura acontece de forma similar àquela mostrada na curva tensão–deformação, considerando o valor efetivo da tensão já definido.

O problema resume-se então a definir o valor de tensão em que ocorre a fratura. Do ponto de vista de Resistência dos Materiais adota-se a tensão de escoamento ou a tensão limite de resistência, dependendo do nível de segurança para evitar a fratura. No caso deste trabalho seria desejável conhecer o valor exato da tensão. Entretanto, tanto o limite de escoamento como o de resistência podem fornecer um valor aproximado da pressão de ruptura dos diafragmas em função das propriedades do material utilizado na sua fabricação.

Usando este critério pode-se agora estimar a tensão de ruptura em diafragmas deformados pela aplicação de uma pressão uniforme, o que é feito no desenvolvimento que se segue.

2.3 Tensão de ruptura em diafragmas

Devido à alta pressão de trabalho dos túneis de vento, a tensão atuante nos diafragmas causa deformações consideráveis, em especial no seu centro de simetria. Assim, o diafragma deformado assemelha-se a uma calota esférica [17] conforme mostrado na Figura 10, com espessura de parede variável.

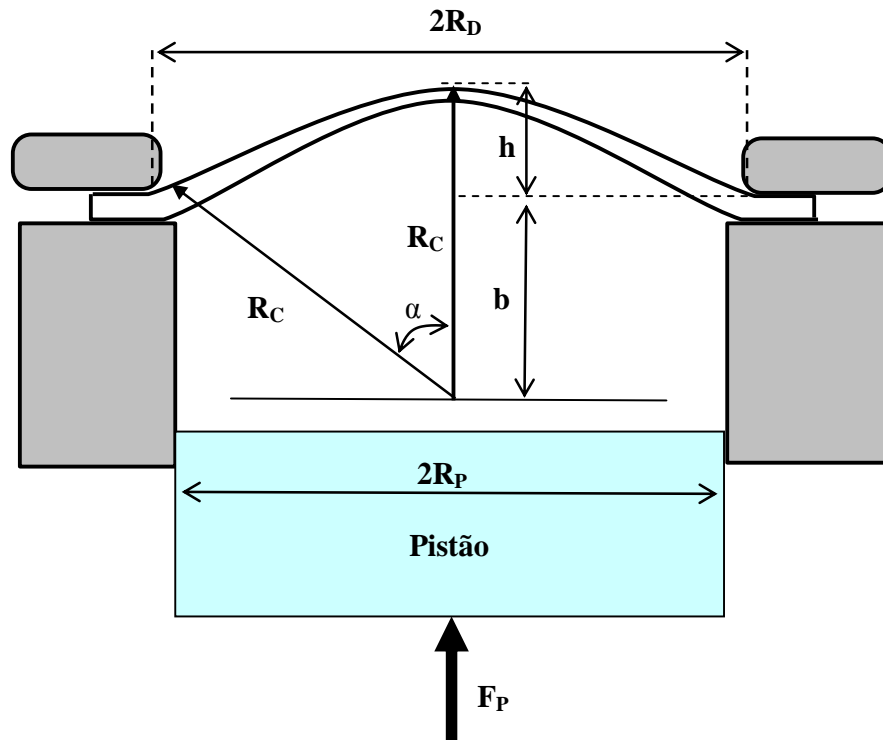


Figura 10: Diafragma deformado pela aplicação de pressão.

Considerando que nas bordas do diafragma a espessura da chapa corresponde ao valor não deformado (t_c), é possível estimar a tensão neste ponto considerando-se a situação estática pela relação de equilíbrio de forças descrita por [13]:

$$2\pi R_D t_c \sigma_e = P \pi R_D^2, \quad (12)$$

onde R_D é o raio do diafragma limitado pelos flanges de fixação, P é a pressão no interior da câmara acionada pelo pistão (no túnel de vento é a pressão de operação do gás injetado) e σ_e é a tensão exercida em toda extensão das bordas do diafragma de espessura t_c . Esse é o valor equivalente à tensão de engenharia definida anteriormente, e que pode agora ser correlacionado com a pressão pela relação:

$$\sigma_e = \frac{P R_D}{2 t_c}. \quad (13)$$

Da mesma forma é possível o cálculo de deformação do diafragma considerando a extensão da superfície deformada e comparando com a superfície original, antes da aplicação

de pressão. No centro do diafragma, a deformação (de engenharia) pode ser estimada pela variação do comprimento do arco da calota (l_C), e comparando esta variação com o valor antes da deformação, R_D , ou seja:

$$\varepsilon_e = \frac{l_C - R_D}{R_D} . \quad (14)$$

O comprimento do arco da calota é dado por:

$$l_c = R_c \alpha , \quad (15)$$

onde R_C é o raio da calota esférica e α é o ângulo entre o eixo da calota e sua borda conforme mostrado na Figura 10.

É possível estabelecer uma relação entre o raio da calota R_C , o ângulo α , o raio do diafragma R_D e a altura de deslocamento da calota h definida a partir da posição inicial (antes da deformação).

Usando relações trigonométricas entre estas quantidades que são mostradas na Figura 10, obtém-se para o raio da calota:

$$R_c = \frac{1}{2} \frac{R_D^2 + h^2}{h} , \quad (16)$$

e para o ângulo α :

$$\sin \alpha = \frac{R_D}{R_c} . \quad (17)$$

Desta forma, todos os parâmetros importantes para avaliar a ruptura de diafragmas, como tensão e deformação, estão conectados a parâmetros que podem ser obtidos facilmente, como pressão, raio do diafragma antes da deformação e altura de deslocamento após a deformação.

Considerando agora o critério de fratura do diafragma com microrranhuras inscritas como sendo definido pela área útil da chapa na região central, tem-se uma relação direta da pressão de ruptura com a profundidade da microrranhura, dada por:

$$P_{rup} = \frac{\sigma_{rup}}{2R_D} \left(1 - \frac{a}{t_c} \right), \quad (18)$$

onde σ_{rup} representa a tensão de ruptura do material que pode ser, como explicado anteriormente, a tensão de escoamento ou a tensão limite de resistência. Assim, a pressão de ruptura decresce linearmente com a profundidade da microrranhura.

3 Conceitos e Fundamentos de Microusinagem a Laser

Neste capítulo faz-se uma revisão dos principais conceitos físicos e os parâmetros para controle do processo de microusinagem com lasers pulsados. É também descrito aqui um modelo simples que permite estimar com razoável precisão a profundidade de microrranhuras usinadas em metais com a sobreposição de múltiplos pulsos de laser com duração de nanosegundos.

3.1 Princípios básicos do processo de microusinagem com lasers pulsados

Microusinagem pode ser definida como um processo de remoção de material em escala inferior a algumas centenas de μm . Embora o processo possa ser efetuado por várias técnicas como usinagem mecânica, eletroerosão, jato de água e ataque químico, o uso de laser oferece enormes vantagens [18]:

- Pequena largura de corte e região afetada inferior a alguns micra, reduzindo a perda de material e possibilitando um menor retrabalho após o processo;
- Velocidade de corte muito superior a dos outros processos (e.g., usinagem mecânica e eletroerosão);
- É um processo de fácil automatização, que pode ser integrado a qualquer sistema de controle de máquinas e permite o corte de materiais em geometrias complexas;
- Pode ser utilizado tanto para materiais rígidos quanto dúcteis;
- É um processo com parâmetros de controle estáveis e que não apresenta o problema de desgaste de ferramenta;

- A velocidade de corte é muito maior que a de outros processos; dependendo da potência do laser e espessura do material pode-se chegar facilmente a velocidades superiores a 20 m/min.

O processo apresenta desvantagens ou dificuldades, que podem em geral ser contornadas, por exemplo:

- Materiais altamente refletivos, como ouro e prata são difíceis de cortar, mas pode-se adicionar um material absorvedor na superfície ou usar conformação temporal de pulso;
- O processo envolve taxas de aquecimento e resfriamento muito elevadas, e para certos materiais, pode-se ter uma modificação importante nas propriedades mecânicas da superfície de corte, por exemplo, modificação da dureza. Na aplicação deste trabalho esta modificação é desejável, como é discutido em tópico específico;
- O corte a laser, é limitado em profundidade, para espessuras elevadas (> 10 mm) necessitam-se grandes potências de laser (> 1 kW);
- O corte cego feito com laser, (i.e., sem ultrapassar o material), é muito limitado devido à dificuldade de remoção do material do interior do canal de corte; para aplicação em fratura (como mostrado neste trabalho) isto parece não ser um problema;
- O custo inicial de um equipamento de laser é em geral muito mais elevado que o dos equipamentos convencionais (oxicorte ou usinagem mecânica, por exemplo). Em geral os ganhos obtidos em velocidade de corte e possibilidade de automação compensam os custos iniciais.

O processo de microusinagem com laser pode ser efetuado com fontes contínuas (CW) ou pulsadas. Neste caso o corte é feito com a superposição de vários pulsos, com é o caso

deste trabalho. Para aplicação em controle de fratura podem ser utilizados ambos os lasers, contínuos e pulsados [19].

Em geral, o processo de controle de fratura induzida pela usinagem de microrranhuras na superfície do material é utilizado apenas em materiais rígidos. Algumas aplicações importantes são no corte de materiais cerâmicos amorfos (alumina, vidro), cristalinos (placas de silício) ou metais fundidos que são a base de componentes de motores [5].

Não se encontrou na literatura pesquisada aplicação do processo em materiais dúcteis, como no caso da aplicação descrita neste trabalho, e isso se deve provavelmente, à dificuldade de controlar o processo de fratura nesse tipo de material.

De toda a forma, os fenômenos envolvidos na microusinagem de materiais por laser são os mesmos, e neste capítulo descrevem-se os conceitos básicos que permitem definir os principais parâmetros do processo, em particular, para lasers operando em modo pulsado, com alta taxa de repetição de pulsos e alta intensidade ou pulsos-curtos.

3.1.1 Processo de interação do laser com materiais.

Em processamento de materiais a laser, uma das características mais importantes do processo é a possibilidade de concentrar a energia luminosa do laser em áreas reduzidas ($\sim\mu\text{m}^2$) utilizando um sistema óptico para focalizar o feixe. Dessa forma pode-se idealizar o feixe focalizado como uma ferramenta de usinagem de precisão, com a evidente vantagem de não apresentar problemas de desgaste [20].

Na região focal do feixe de laser incidindo sobre a superfície de trabalho, ocorre uma elevação da temperatura relativa à intensidade de energia que foi absorvida pela amostra. Os processos físicos que ocorrem na amostra com a incidência de um feixe de laser de alta potência são descritos a seguir.

No caso dos metais, de modo geral, a irradiação eletromagnética emitida pelo feixe de laser interage com a nuvem de elétrons da parte externa da estrutura cristalina metálica. Esses

elétrons acelerados colidem com a estrutura metálica transferindo essa energia na forma de calor.

Esses processos acontecem em escalas de tempo curtíssimas (picosegundos), fazendo-nos considerar que toda a irradiação do laser que é absorvida na superfície do material se transforma em calor. A radiação que não é absorvida é em parte refletida e o restante é transmitido, como é mostrado de forma esquemática na Figura 11. Para Metais pode-se considerar que não há transmissão e assim a parte absorvida dessa energia aquece a superfície do material em uma finíssima camada [20].

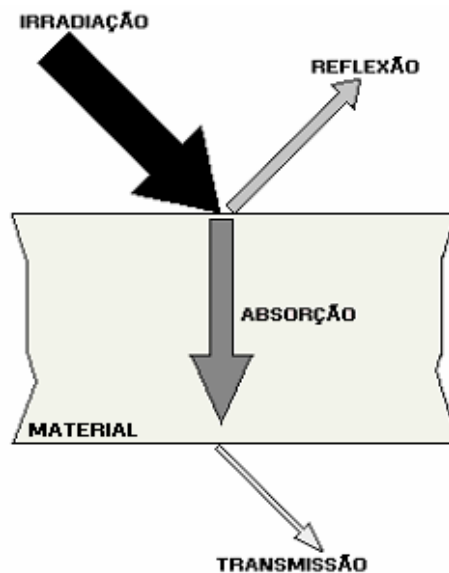


Figura 11: Representação gráfica do processo de absorção da irradiação laser [21].

A dimensão da camada absorvedora pode ser medida como um comprimento x , em função da intensidade I da irradiação laser descrito pela lei de Beer, Equação (19) [21]:

$$I(x) = I_0 \cdot e^{(-\alpha x)}, \quad (19)$$

onde $I(x)$ é a intensidade da irradiação luminosa atingindo a profundidade x no material, $I(0)$ é a intensidade de irradiação que atinge a superfície do material e α é o coeficiente de absorção do mesmo.

Define-se o comprimento de penetração ou absorção de radiação eletromagnética por:

$$x_p = \frac{1}{a} , \quad (20)$$

ou seja, quando 63% da energia do feixe de laser é absorvida ao penetrar no material [19].

Para o ferro, por exemplo, o coeficiente de absorção da radiação de laser na região do visível e do infravermelho próximo, é da ordem de 10^5 cm^{-1} , o que corresponde segundo a Equação (20) a uma profundidade de penetração da ordem de 100 nm. Isto mostra que a radiação do laser é absorvida praticamente na superfície do metal, em uma camada da ordem de 100 a 200 diâmetros atômicos [19]. Assim, para metais, pode-se dizer que não há praticamente transmissão de radiação, e toda a energia do feixe é repartida entre a radiação refletida e absorvida.

A refletividade do material é definida como a razão da radiação laser refletida da superfície pela radiação incidente sobre a superfície, sendo um número adimensional entre 0 e 1. A luz que é refletida é perdida, não podendo produzir aquecimento na amostra. Assim, a quantidade de luz absorvida por uma superfície metálica é proporcional a $1-R$, onde R é a refletividade. O exato valor da refletividade é dependente de vários fatores como: ângulo de incidência do feixe de luz na superfície, composição, acabamento e estado de oxidação da superfície [22].

A refletividade é também uma função do comprimento de onda da radiação e isto pode definir o melhor laser a ser aplicado em cada caso. A Figura 12 apresenta os valores de refletividade para vários materiais em função do comprimento de onda. Na figura estão marcados os comprimentos de onda de três lasers utilizados normalmente em processamento de materiais, laser de excímero, Nd-YAG e CO_2 [19, 20].

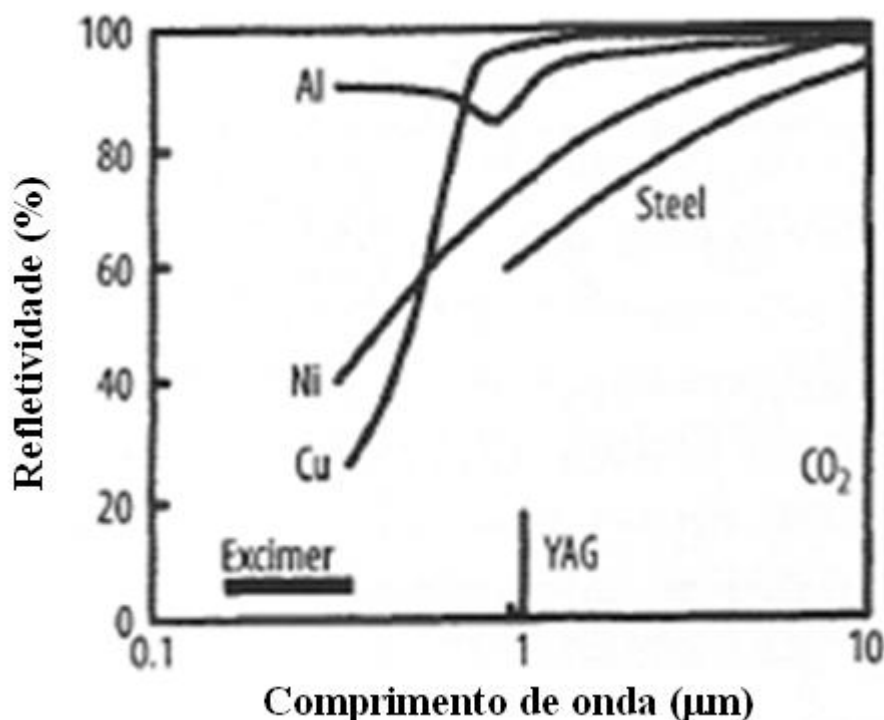


Figura 12: Refletividade de alguns metais em função do comprimento de onda da radiação [19].

Para o aço 1020, material utilizado neste trabalho, e considerando o comprimento de onda de emissão do laser a fibra de itérbio de 1062 nm, o coeficiente de refletividade é da ordem de 0,6, ou seja, apenas 40 % da energia do laser é absorvida na superfície de aço [19].

3.1.2 Processo de aquecimento de materiais com laser pulsado

Para estimar o aquecimento dos materiais com laser considera-se que toda a energia do laser que não é refletida é absorvida na superfície de materiais metálicos, como foi comentado anteriormente. Neste trabalho, o interesse está em lasers pulsados com tempos de pulso da ordem de 100-200 ns.

Nestas condições, o processo de condução de calor a partir da superfície pode ser descrito por um modelo unidimensional simples desde que o diâmetro do feixe de laser seja muito maior que a profundidade ou extensão de penetração do calor no meio material.

A Figura 13 mostra um esquema simplificado do processo de interação do feixe de laser com o meio material [18].

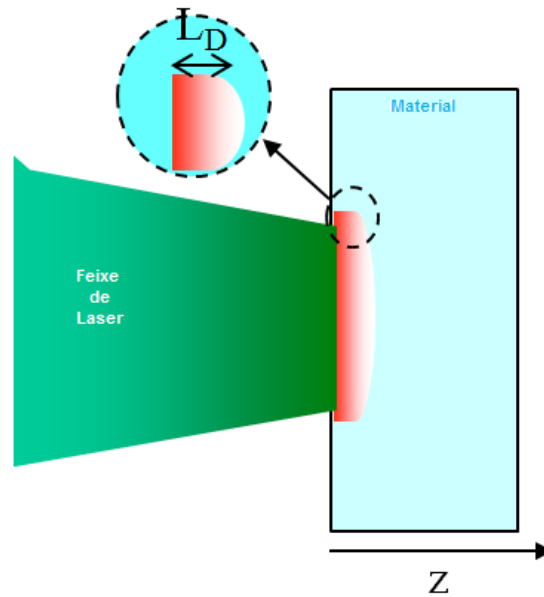


Figura 13: Processo de difusão de calor no material irradiado por um feixe de laser.

O comprimento de penetração do calor ou comprimento de difusão térmica, L_D , depende essencialmente do tempo de aplicação da radiação (tempo de pulso do laser) e das constantes térmicas do material, em especial da condutividade térmica do material. Este parâmetro é definido basicamente pela profundidade na qual a temperatura é cerca de 10 % da temperatura máxima que se estabelece na superfície.

Desconsiderando perdas por radiação e convecção, o que é razoável para tempos de pulsos curtos, a energia absorvida na superfície deve ser igual à quantidade de calor ΔQ para aquecer uma massa m do material contida em um volume ΔV , definido pela área do feixe de laser A e pelo comprimento de penetração do calor Δz , ou seja:

$$\Delta Q = mc_p \Delta T = \rho \Delta V c_p \Delta T = \rho A \Delta z c_p \Delta T, \quad (21)$$

onde c_p (J.K⁻¹/kg) é o calor específico do material a pressão constante, ρ (kg/m³) é a massa específica do material e $\Delta T = T_f - T_i$ (K) exprime a variação de temperatura no volume de um valor inicial T_i para um valor final T_f , causado pela absorção da quantidade de energia ΔQ no tempo de duração do pulso de laser.

A taxa de condução de calor no meio é expressa pela lei de Fourier, que relaciona o fluxo contínuo de energia ΔH , ou densidade de potência (W/m^2), com a condutividade térmica do material K [$\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}$], pela da expressão:

$$\Delta H = \frac{\Delta Q}{\Delta t \cdot A} = -K \cdot \frac{\Delta T}{\Delta z} \quad (22)$$

onde ΔT representa a variação de temperatura ao longo do comprimento de penetração do calor Δz . Considerando um fluxo de energia constante durante o tempo de pulso do laser Δt , a energia total acumulada no volume $\Delta V = A \cdot \Delta z$ é descrita como:

$$\Delta Q = -K A \Delta t \cdot \frac{\Delta T}{\Delta z} \quad (23)$$

Sem considerar as perdas por convecção ou radiação, a energia total acumulada durante o tempo de pulso Δt deve ser igual à energia absorvida. Igualando os resultados expressos pelas equações (21) e (23) obtém-se uma estimativa para o comprimento de penetração do calor, dado por:

$$\Delta z^2 = \frac{K}{\rho c_p} \Delta t \Leftrightarrow \Delta z = \sqrt{\kappa \Delta t} \quad (24)$$

onde $\kappa = \frac{K}{\rho c_p}$ (m^2/s) é a difusividade térmica do material. Esse resultado, embora aproximado, mostra de forma simples a dependência da profundidade de penetração do calor no meio material, do tempo de aplicação do laser e das propriedades térmicas do material. Tomando como exemplo o aço carbono, cuja difusividade térmica é de $0,119 \text{ cm}^2/\text{s}$, e um tempo de pulso de laser a fibra de 200 ns , ter-se-ia um comprimento de difusão térmica da ordem de $1,5 \text{ }\mu\text{m}$, que é portanto muito menor que o diâmetro característico do laser focalizado (da ordem de $50 \text{ }\mu\text{m}$). Dessa forma é razoável considerar um modelo unidimensional para a interação de um laser pulsado com o material.

A solução exata da equação de condução de calor permite descrever a variação de temperatura no material em função da distância de penetração de calor de acordo com a expressão [19]:

$$T(z, t) = T_s \cdot ierfc\left(\frac{z}{2\sqrt{kt}}\right), \quad (25)$$

onde *ierfc* é a integral da função erro complementar. A Figura 14 ilustra a variação de temperatura no material logo após o término de um pulso de laser com duração temporal τ .

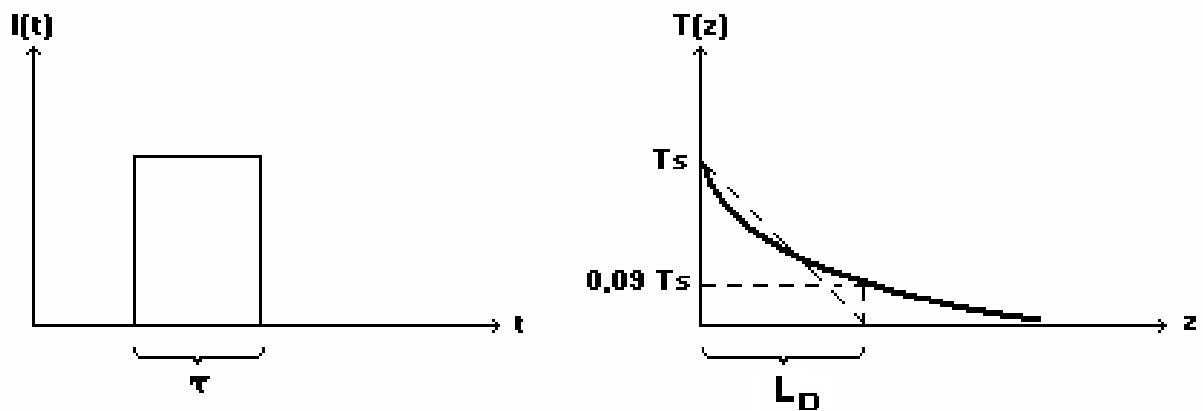


Figura 14: Variação da temperatura no meio em função do comprimento de penetração para um pulso de laser retangular com duração τ .

Após o término do pulso de laser a temperatura é máxima na superfície do material e diminui para um valor da ordem de 10% inferior em uma profundidade L_D , denominado (Comprimento de Difusão Térmica), que é dado por:

$$L_D = \sqrt{4 \cdot k \cdot \tau} \quad (26)$$

Na aproximação descrita anteriormente considera-se uma variação média de temperatura no volume, isto é $\Delta T(\Delta z) = T_s/2$ e, portanto, $\Delta z = L_D/2$.

No processo de microusinagem o objetivo é a remoção de material, o que se consegue aumentando a temperatura na superfície até atingir, e mesmo ultrapassar, o ponto de vaporização. Para tempos de aplicação de laser relativamente curtos o processo é conhecido como ablação. A Figura 15 ilustra a evolução temporal da temperatura com a indicação das

mudanças de estado físico do material que podem acontecer durante a aplicação do pulso do laser utilizando-se os níveis de densidade de potência adequados.

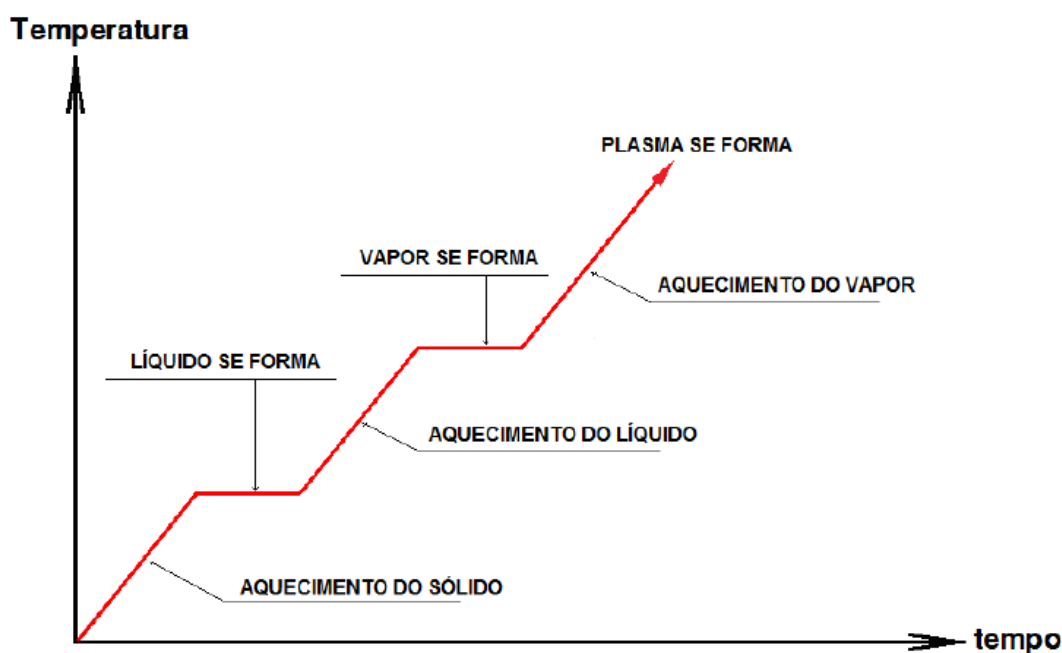


Figura 15: Diagrama de transformação de fases com o aquecimento do material [20].

Entre cada transição de estado é necessário entregar uma energia de aquecimento definida pela Equação (27) que permita aumentar a temperatura do meio material até um valor definido como temperatura de transição de fase do material: fusão e vaporização. Acima de certa temperatura ocorre a formação de plasma, e com aumento da intensidade ou do tempo de aplicação do laser, a temperatura pode exceder em muito valor na vaporização. Com o aumento de temperatura o vapor torna-se ionizado e pode blindar a radiação do laser. Esse fenômeno é denominado de saturação, e ocorre para intensidades de laser acima de 1 GW/cm^2 .

Em cada etapa de transição (fusão e vaporização) é necessário fornecer energia para que todo o material se transforme de um estado físico para outro. A quantidade de calor ou energia necessária para provocar a mudança de estado em uma certa quantidade de massa m do material é definida por:

$$\Delta Q_L = m.L = \rho.A.\Delta z.L, \quad (27)$$

onde L é o calor latente (ou de transição) necessário para a variação de um tipo fase. O calor latente de uma substância mudando da fase sólida a líquida é denominado de calor latente de fusão, L_f e de líquido a vapor, calor latente de vaporização que é denotado por L_v .

Mais uma vez, desconsiderando perdas por convecção ou radiação é possível estimar a quantidade de energia total necessária para a ablação (vaporização juntamente com fusão) de certa quantidade de material, pela da expressão:

$$\Delta Q_{ablação} = \rho.A.\Delta z.(c_p.\Delta T_{S \rightarrow L} + L_f + c_p.\Delta T_{L \rightarrow V} + L_v), \quad (28)$$

onde: $\Delta T_{S \rightarrow L}$ é a variação de temperatura necessária para elevar a amostra até o ponto de fusão; L_f é a quantidade de calor latente para transformar a fase sólida em líquida de toda a amostra; $\Delta T_{L \rightarrow V}$ é a variação de temperatura necessária para elevar a amostra até o ponto de vaporização; L_v é a quantidade de calor latente para transformar a fase líquida em vapor de toda a amostra. Essa equação informa a quantidade de energia mínima que seria necessária para remover um volume ΔV do material, levando-se em consideração que não ocorrem perdas por condução ou radiação da superfície [21, 23].

Com este modelo simples, é possível obter-se uma estimativa razoável da profundidade de remoção do material produzida por um laser pulsado, e definir os parâmetros relevantes do laser no processo de microusinagem.

3.1.3 Parâmetros importantes de processamento com lasers pulsados.

Para lasers pulsados com alta taxa de repetição, costuma-se medir a potência média do laser $\langle P \rangle$ (W) (não confundir com a potência pico do laser) para estimar a energia do pulso pela da relação:

$$E_p = \frac{\langle P \rangle}{f \cdot r \cdot p.} \quad (29)$$

onde *f.r.p.* representa a frequência de repetição dos pulsos do laser. Com isto a potência de pico (ou potência instantânea) do laser *P* é calculada por:

$$P = \frac{E_p}{t_p}, \quad (30)$$

onde t_p é o tempo de duração do pulso do laser geralmente medido a largura a meia altura do valor máximo do sinal de potência.

O parâmetro importante na estruturação a laser é a densidade de potência ou intensidade máxima é dada por I (W/m²) do feixe de laser na região de focalização, que é definida por [18]:

$$I = 2 \frac{P}{\pi \cdot W_0^2}, \quad (31)$$

onde P (W) é a potência máxima (de pico) do pulso do laser, e W_0 (m) é o raio do feixe de laser na superfície do material.

Como discutido anteriormente, apenas uma fração $a = I - R$ da energia do laser é realmente absorvida na superfície do material (metais). Assim, pode-se correlacionar o aumento da temperatura do material com os parâmetros do laser considerando que toda a energia do feixe de radiação absorvida na superfície do material se transforma em calor de acordo com o modelo descrito anteriormente. Isso é válido em qualquer instante de tempo, e assim, pode-se correlacionar a intensidade do laser com a taxa de energia absorvida no material por unidade de área, definida na equação (28), obtendo-se a expressão:

$$a \cdot I(t) = \frac{\Delta Q_{abl}}{\Delta t \cdot A} = \frac{\Delta z}{\Delta t} \cdot \rho \cdot (c_p \cdot \Delta T_{S \rightarrow L} + L_f + c_p \cdot \Delta T_{L \rightarrow V} + L_v), \quad (32)$$

onde se considera uma intensidade de radiação $I(t)$ variável no tempo.

Assim, a velocidade de remoção de material $V_{ablação}(t)$ que é definida pela velocidade de avanço da interface vapor/líquido, é expressa por:

$$V_{ablação}(t) = \frac{\Delta z}{\Delta t} = \frac{a \cdot I(t)}{\rho \cdot (c_p \cdot \Delta T_{S \rightarrow L} + L_f + c_p \cdot \Delta T_{L \rightarrow V} + L_v)}. \quad (33)$$

Para um pulso de laser com duração temporal definida, a profundidade da cavidade em função da intensidade do laser e das propriedades térmicas e físicas do material é descrita como:

$$L_{cavidade} = \int_0^{t_p} V_{ablação}(t) \cdot dt. \quad (34)$$

Essa equação descreve com razoável precisão a profundidade de remoção do material que pode ser obtida para um único pulso de laser. A aproximação é tanto melhor quanto mais curto for o tempo de pulso do laser [23] de forma que pouca energia é perdida por condução para o volume do material ou por outros mecanismos como convecção e radiação térmica da superfície do material.

A equação que estima a profundidade da cavidade costuma ser descrita também em função da fluência do laser F (J/m^2), que é definida por:

$$F = \int_0^{t_p} I(t) \cdot dt \Leftrightarrow F = \frac{E_p}{A}. \quad (35)$$

Com isto, a profundidade da cavidade gerada pelo laser, considerando-se um pulso retangular de largura temporal t_p , é expressa por:

$$L_{ablação} = \frac{a \cdot F}{\rho \cdot (c_p \cdot \Delta T_{S \rightarrow L} + L_f + c_p \cdot \Delta T_{L \rightarrow V} + L_v)}. \quad (36)$$

Pode-se usar um ou outro parâmetro na descrição do processo de ablação (Intensidade ou Fluência), mas é preciso tomar cuidado com o tempo de duração do pulso.

Na verdade, o modelo descrito só é razoável para tempos de pulso inferiores a microssegundos [23]. Para pulsos mais longos os processos de perdas já citados passam a ser importantes, e não podem mais ser desprezados. Para que se atinja a temperatura mínima para iniciar o processo de ablação necessita-se de uma taxa de transferência de energia para o meio material, ou seja, uma intensidade mínima, superior a taxa de troca com o meio. Quando esta taxa é inferior à taxa de perda, a temperatura mínima para iniciar o processo nunca é alcançada. Assim, o parâmetro importante na definição dos limites de processo é a intensidade do feixe de radiação. Uma vez estabelecida a temperatura mínima do processo, a quantidade total de material removido (ou fundido) é descrita pela energia ou fluência do pulso. É comum encontrar-se na literatura referência aos valores de fluência para descrever os limites de processo. Isso se deve ao fato que é mais fácil medir a energia do pulso que a potência instantânea. Para pulsos curtos isto não é um problema, mas deve-se sempre levar em conta a dependência do tempo no processo.

Uma maneira de avaliar os valores de limiar do processo é calculando-se a Intensidade ou Fluência necessária para aquecer o meio até a temperatura de transição de fase. Para o processo de ablação, essa temperatura limite é definida pela temperatura de vaporização T_V . Para a maior parte dos metais, o calor latente de fusão é muito menor que a energia necessária para se elevar a temperatura da superfície até T_V partindo de uma temperatura inicial T_0 (ambiente). Assim, a Intensidade e Fluência mínima para iniciar o processo de ablação por um laser pulsado com duração t_p são descritas por [19]:

$$I(t)_{\min} = \frac{\Delta z}{a \Delta t} \cdot \rho \cdot c_p \cdot (T_V - T_0) = \frac{K}{a \cdot \sqrt{kt_p}} \cdot (T_V - T_0), \quad (37)$$

$$F_{\min} = \frac{K}{a} \cdot \sqrt{\frac{t_p}{\kappa}} \cdot (T_V - T_0).$$

Com isto é possível agora estimar-se corretamente a profundidade de material removido, considerando-se que parte da energia é consumida para elevar a temperatura da superfície acima do limiar, ou seja [19]:

$$L_{ablação} = \frac{a.(F - F_{\min})}{\rho.(c_p.\Delta T_{S \rightarrow L} + L_f + c_p.\Delta T_{L \rightarrow V} + L_v)}. \quad (38)$$

A profundidade de material removido por pulso pode então ser controlada por meio de três parâmetros básicos do laser: a energia de pulso, o tempo de pulso e a área do feixe de laser na superfície. Na prática, o tempo de pulso em geral é constante para um dado laser, e assim o controle da profundidade é feito pela da energia do pulso e da área do feixe que é controlada por meio de lentes de focalização, conforme mostrado na Figura 16.

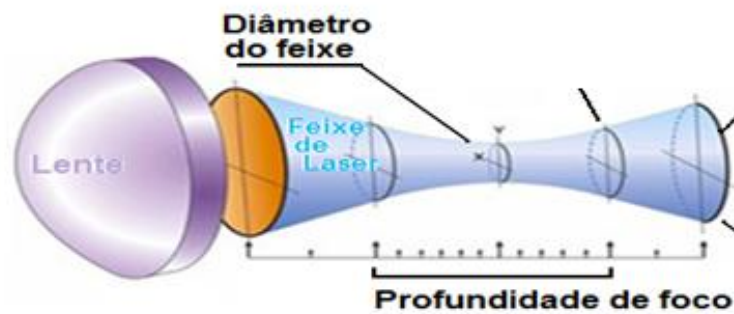


Figura 16: Focalização do feixe do laser com lente convergente [19].

O diâmetro mínimo de um feixe laser focalizado por uma lente de comprimento focal f é definido por [19]:

$$d_f = 2W_0 = \frac{4.\lambda.f}{\pi.D_L}.M^2, \quad (39)$$

onde λ é o comprimento de onda do laser, $d_f = 2W_0$ é o diâmetro no foco, D_L é o diâmetro do feixe na entrada da lente de distância focal f (mm).

O parâmetro M^2 define a qualidade do feixe, que no modo fundamental (distribuição gaussiana) tem $M^2 = 1$ e é estimado pela relação:

$$M^2 = \frac{\pi W_0 \theta}{\lambda}, \quad (40)$$

onde W_0 é o menor raio do feixe de laser na região focalizada e θ a divergência do mesmo. Para diâmetros de feixes iguais na entrada de uma lente, um feixe com qualidade M^2 apresenta uma divergência M^2 vezes maior que a de um feixe gaussiano “puro” ($M^2=1$). Ao ser focalizado por uma lente, o diâmetro mínimo de focalização é diretamente proporcional à divergência do feixe [19, 24, 25].

A profundidade de foco p_f é definida pela distância na qual a intensidade do feixe é 10% menor que intensidade máxima obtida na cintura do feixe (*beam waist*), e é expressa por [19]:

$$p_f = 2 \cdot \frac{W_0^2}{\lambda M^2}. \quad (41)$$

A profundidade de foco, em última análise, a profundidade de corte máxima do laser. Acima dessa profundidade, a densidade de energia ou fluência do laser atinge rapidamente o valor de limiar já definido, e impedindo a remoção do material. Ressaltando também que embora uma diminuição no diâmetro do feixe permita aumentar a fluência do laser com o consequente aumento da profundidade de remoção, o posicionamento do feixe sobre a superfície torna-se mais crítico devido à redução na profundidade de foco.

Para um bom controle do processo é preciso atender aos requisitos de taxa de remoção de material com a tolerância no posicionamento do feixe. Uma regra prática é escolher a profundidade de foco da ordem da maior profundidade de microrranhura que se quer realizar mantendo-se, entretanto, a fluência do laser acima do valor mínimo para ablação.

Utilizando os parâmetros de feixe do laser a fibra deste trabalho, que apresenta um fator de qualidade $M^2 \sim 1,4$, e considerando chapas de espessura da ordem de 1 mm, o

diâmetro do feixe focalizado deveria ter um diâmetro de 50 μm para se obter uma profundidade de foco inferior a 1 mm.

Para este diâmetro do feixe, a energia de pulsos mínima para se obter ablação pode ser estimada pela Equação (37), utilizando as propriedades do aço 1020, que são similares às do ferro, ou seja:

- Coeficiente de absorção $a = 0,4$ no comprimento de onda de emissão do laser a fibra de itérbio, 1062 nm;
- Densidade $\rho = 7.870 \text{ kg/m}^3$;
- Calor latente de vaporização $L_V = 6.106 \text{ J/kg}$;
- Calor latente de fusão $L_+ = 2,7.105 \text{ J/kg}$;
- Condutividade térmica $K = 49,8 \text{ W/m}$;
- Difusividade térmica $k = 0,2 \text{ cm}^2/\text{s}$;
- Calor específico $c_p = 450 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$;
- A temperatura de vaporização, fusão e ambiente são dadas, respectivamente, por $T_V = 3.100 \text{ K}$, $T_f = 1.530 \text{ K}$ e $T_0 = 300 \text{ K}$.

Com estes dados e para um tempo de pulso de laser de 200 ns, obtém-se um valor mínimo de fluência $F_{min} = 4 \text{ J/cm}^2$. Assim para um feixe de diâmetro de 50 μm , o valor mínimo de energia é dado por 0,02 mJ, que é um valor relativamente baixo. O laser utilizado neste trabalho pode emitir pulsos com energia de até 1 mJ e, portanto, muito acima do valor limiar. Com este valor de energia e diâmetro de feixe, a profundidade da microrranhura obtida para cada pulso do laser estimado com a Equação (38) é da ordem de 3,5 μm .

Como discutido em sequência, com a aplicação de vários pulsos de laser sobrepostos para aprofundar a microrranhura, a fluência do laser tem que ser muito maior que o valor limiar.

3.1.4 Estimativa da profundidade de corte com múltiplos pulsos.

No processo de microusinagem com lasers pulsados, o corte do material resulta da sobreposição de vários pulsos do laser. Com esse procedimento o controle da profundidade da microrranhura é feito pelo número de pulsos sobrepostos, que depende da velocidade de deslocamento ou de corte. O deslocamento pode ser tanto do feixe de laser focalizado como do material. Nesse trabalho, a amostra é fixada em um sistema de movimentação conforme ilustrado no esquema da Figura 17.

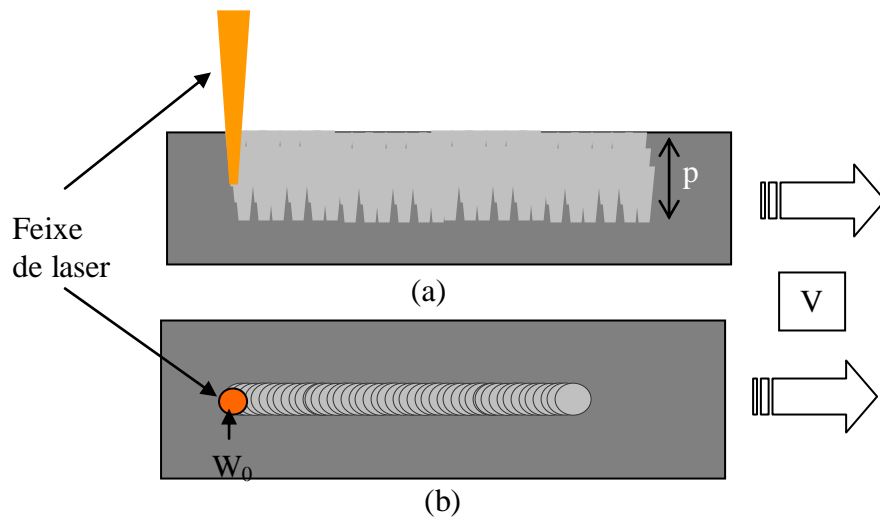


Figura 17: Esquema do processo de microusinagem com lasers pulsados: (a) vista em corte; (b) vista da superfície.

O número de pulsos acumulados pode ser estimado considerando-se o tempo de deslocamento da amostra para percorrer o diâmetro do feixe de laser e a frequência de repetição de pulsos (*f.r.p.*). Como o tempo para percorrer o feixe é estimado pela razão entre a distancia percorrida ($2W_0$) e a velocidade de deslocamento, o número de pulsos acumulados é descrito em termos dos parâmetros de processo por:

$$N_p = \frac{2W_0}{V} f.r.p. \quad (42)$$

A estimativa mais simples da profundidade final da microrranhura seria multiplicar o numero de pulsos definido pela profundidade obtida em cada pulso de acordo com a Equação (38). Entretanto, com o aprofundamento da cavidade, a radiação do laser passa a interagir com

uma área efetiva maior, diminuindo a fluência efetiva e, conseqüentemente, a quantidade de material removida por pulso.

Para estimar este efeito propõe-se neste trabalho, um modelo simples baseado no aumento da área efetiva considerando-se que a cavidade gerada pelos vários pulsos acumulados do laser possa ser representada aproximadamente por uma superfície parabólica, como mostrado na Figura 18. A altura da parábola é definida pela profundidade após o *i*-ésimo pulso e o raio da sua base é considerado como sendo o raio do feixe focalizado na superfície do material.

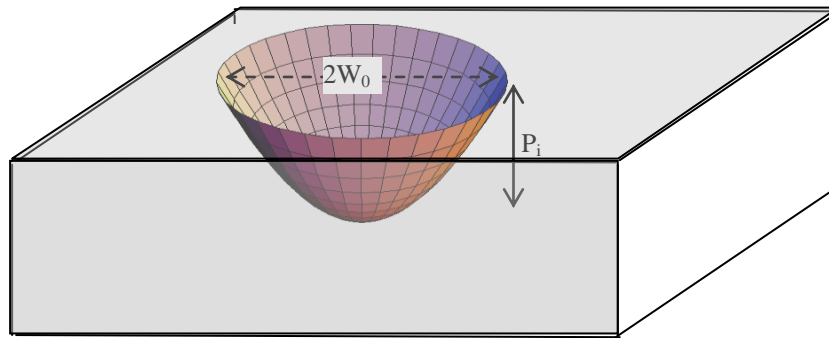


Figura 18: Diagrama ilustrando uma cavidade parabólica gerada após a aplicação de *i* pulsos de laser.

Com estas definições a área efetiva iluminada pelo feixe de laser após o *i*-ésimo pulso pode ser calculada por:

$$Ap_i = \frac{\pi}{2} \frac{W_0}{6p_i^2} \left[W_0^2 + 4p_i^2 - W_0^3 \right] \quad (43)$$

onde p_i representa a altura da parábola e W_0 o raio da base.

Com isto, é possível estimar a profundidade da cavidade gerada após cada novo pulso introduzindo na Equação (38) (que é válida para um único pulso incidindo na superfície do material) a área efetiva da cavidade gerada pelos pulsos anteriores, ou seja:

$$P_{i+1} = \left[\frac{E_p}{Ap_i} - F_{\min} \right] \frac{a}{\rho \cdot (c_p \cdot \Delta T_{S \rightarrow L} + L_f + c_p \cdot \Delta T_{L \rightarrow V} + L_v)} + P_i \quad (44)$$

Na equação (44) considera-se o índice $i=0$ para o primeiro pulso e, neste caso, a área efetiva é definida pelo raio do feixe gaussiano na superfície, ou seja:

$$Ap_0 = \frac{\pi}{2} W_0^2. \quad (45)$$

Utilizando as propriedades físicas do ferro e considerando uma frequência de repetição de pulsos do laser de 20 kHz, calcularam-se a profundidade da cavidade para três potências médias de laser utilizadas no trabalho: 20 W, 15 W e 10 W e considerando diâmetro do feixe de 50 μm . Neste caso, as energias de pulso equivalente são, respectivamente, 1 mJ, 0,75 mJ e 0,5 mJ. Os resultados estão mostrados na Figura 19, em função do número de pulsos aplicados e também na Figura 20, em função da velocidade de deslocamento do material. No cálculo considerou-se uma absorção de 100 % para se estimar o valor máximo de profundidade. Isto pode ser justificado pelo fato de que com o aprofundamento da cavidade para profundidades maiores do que o diâmetro do feixe a radiação do laser passa a ser confinada no interior da cavidade devido às reflexões nas paredes internas da mesma. Neste caso, é razoável supor que toda a energia de radiação é distribuída na superfície da cavidade, hipótese básica do modelo simples.

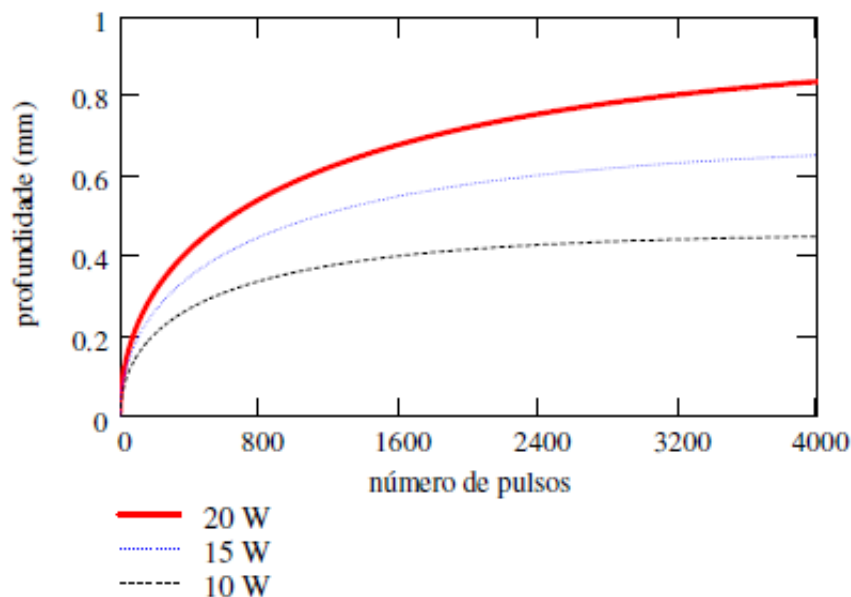


Figura 19: Profundidade da microrranhura em função do número de pulsos acumulados para três valores de potência média do laser: 20 W, 15 W e 10 W.

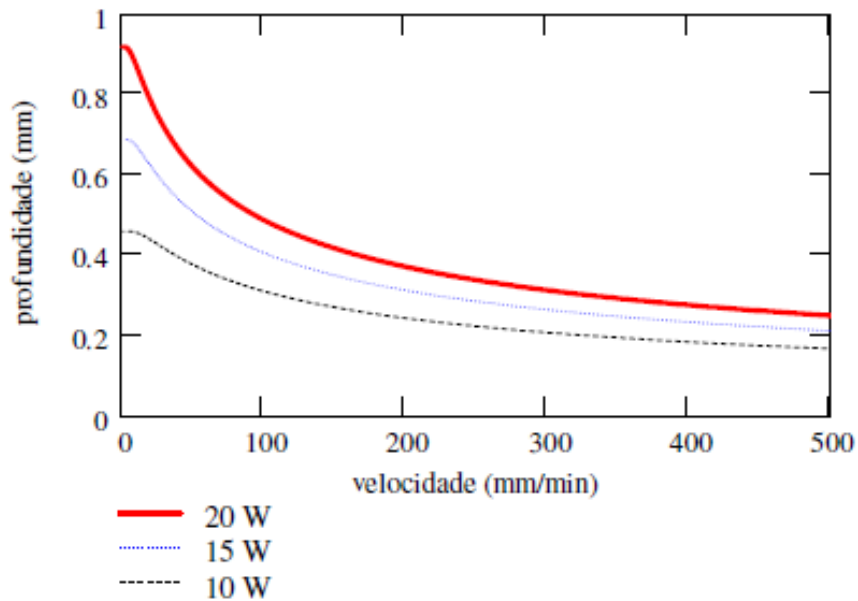


Figura 20: Profundidade da microrranhura em função da velocidade de deslocamento do material para três valores de potência média do laser: 20 W, 15 W e 10 W.

Apesar da simplicidade do modelo, é possível entender claramente a saturação na profundidade com o número de pulsos, como foi observado nos resultados experimentais descritos em tópico específico.

O valor máximo da profundidade é definido pelo valor da fluência limiar de vaporização. No cálculo efetuado com o modelo obtiveram-se valores de profundidade de 0,85 mm, 0,65 mm e 0,43 mm, para as potências médias de 20 W, 15 W e 10 W, respectivamente. Estes valores são próximos daqueles obtidos experimentalmente quando se utiliza um coeficiente de absorção próximo da unidade. Essa aproximação, é claro, não se justifica para os primeiros pulsos, onde a cavidade tem uma profundidade inferior ao diâmetro do feixe de laser. Entretanto, mostra-se, em trabalhos anteriores [5], que existem outros mecanismos de remoção que contribuem para aprofundar a cavidade além da vaporização. O principal mecanismo é a remoção de material por ejeção da camada líquida que se forma abaixo da superfície de vaporização, quando se utilizam lasers com tempos de pulso maiores do que 1 ns. Esse mecanismo está ilustrado na Figura 21.

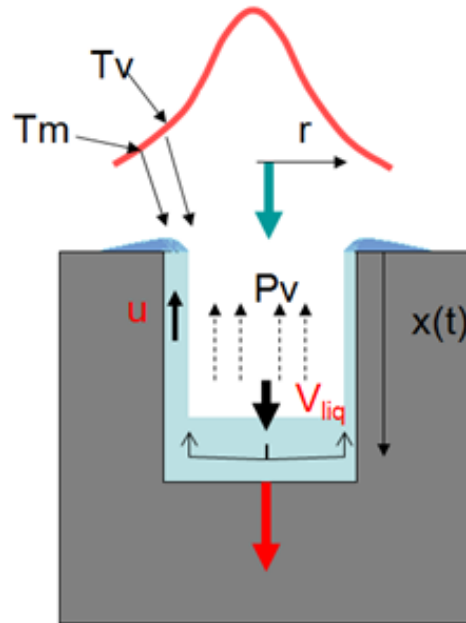


Figura 21: Remoção de material por ejeção de líquido [5].

Mesmo quando a intensidade do laser é suficiente para vaporizar o material, existe sempre uma camada de material fundido entre o vapor e a região sólida do material. Para a maioria dos metais a temperatura de vapor é cerca de duas vezes a temperatura de fusão. Assim, o tamanho dessa camada líquida é da ordem de Δz ou metade do comprimento de difusão térmica L_D .

Para valores de intensidade elevados, a temperatura na superfície do líquido, onde ocorre a vaporização, pode ser muito maior que a temperatura de vapor. Neste caso, a pressão de vapor do material pode atingir valores muito altos (acima de 100 bar para intensidades de laser de 10^8 W/cm^2). Essa pressão empurra o líquido para as bordas da cavidade, atuando como um pistão pressionado sobre o líquido. Em função disto a profundidade da cavidade gerada pelo laser pulsado pode ser aumentada por uma quantidade proporcional à camada líquida definida pelo comprimento de difusão térmica. Assim o modelo simples subestima o valor da profundidade da cavidade em especial para pequenas profundidades. O cálculo desse efeito é complexo [5] e não é levado em conta nas estimativas feitas neste trabalho. Dessa forma, no modelo simples apresentado considera-se que o coeficiente de absorção é sempre unitário mesmo para os primeiros pulsos.

Outra consequência importante da presença de uma camada líquida durante o processo de vaporização é o preenchimento da cavidade com o material líquido empurrado pelo efeito de pistão. Como também já foi demonstrado em trabalho anterior [26], o material líquido gerado em cada pulso vai sendo empurrado para a cavidade aberta pelos pulsos anteriores. Para profundidades de cavidade muito maiores que o diâmetro do feixe de laser ocorre um preenchimento total da microrranhura.

Tem-se um processo equivalente à soldagem, embora isso ocorra com pulsos de duração de apenas 200 ns. O que se define aqui como microrranhura, é na verdade, o equivalente a um cordão de solda. Mas a profundidade cordão é ainda controlada na forma descrita, com uma saturação no número de pulsos. Também como se discute nos resultados experimentais, a ruptura dos diafragmas é controlada pela profundidade do corte, independentemente do canal não estar completamente aberto, como no caso da usinagem mecânica.

4 Material e Procedimento Experimental

Neste capítulo são descritos os principais aspectos e características dos túneis de vento hipersônicos, seu funcionamento e, em especial, a influência dos diafragmas metálicos no controle dos parâmetros de operação do túnel. Os diafragmas metálicos, que são o tema central deste trabalho, foram confeccionados em aço 1020. As principais características e propriedades desse material são descritas neste capítulo.

Também é descrito em detalhes o desenvolvimento de um dispositivo de teste de diafragmas de ruptura que permitiu o estudo independente de parâmetros de ruptura de diafragmas sem a necessidade de utilização do túnel de vento hipersônico. Com esta metodologia original é possível ter-se uma pré-avaliação rápida dos parâmetros de ruptura do diafragma, o que deverá reduzir os custos de operação do túnel e melhorar a precisão das suas condições de operação.

Finalmente, descreve-se o dispositivo de microusinagem de ranhuras de diafragmas baseado em um laser a fibra de itérbio pulsado instalado no Laboratório Dédalo do IEAv.

4.1 Túnel de Vento Hipersônico

Com o avanço na tecnologia aeroespacial as velocidades de interesse para veículos hipersônicos aumentaram cada vez mais, alcançando velocidades próximas a 8.000 m/s, próximas às de satelitização [27].

Túneis de Vento Hipersônico são ferramentas de extrema valia para estudos voltados para ao setor aeroespacial, em especial aqueles direcionados à dinâmica de voos em super e hipervelocidades. O objetivo do túnel de choque é reproduzir, em laboratório, as condições de voo a que estaria sujeito um veículo viajando em velocidade supersônica ou hipersônica [3]. Um túnel de choque hipersônico é composto basicamente por quatro partes: a seção de teste, a

seção de alívio e por duas seções distintas, conhecidas como *Driver* e *Driven* separadas por um dispositivo de abertura rápido, que pode ser uma válvula e, mais comumente, um diafragma de ruptura. A seção de *Driver* contém um gás de alta pressão, e a seção de *Driven* é de baixa pressão.

Com a ruptura do diafragma o gás de alta pressão expande-se rapidamente para a seção de baixa pressão e, posteriormente, para a seção de teste, podendo-se obter velocidades hipersônicas. O T1 é o primeiro Túnel de Vento Hipersônico do IEAv, com o qual já se conseguiram velocidades de escoamento superiores a Mach 6 [28]. No IEAv, o estudo e desenvolvimento de túneis de choque hipersônicos iniciou-se em 1986, com a instalação do Túnel de vento Hipersônico T1, mostrado na Figura 22.



Figura 22: Primeiro túnel de vento desenvolvido no IEAv denominado T1 (cortesia IEAv).

Atualmente, o IEAv conta com três túneis de choque hipersônicos, denominados T1, T2 e T3, todos eles instalados no Laboratório de Aerodinâmica e Hipersônica Prof. Henry T. Nagamatsu [4].

Neste trabalho, os testes de ruptura de diafragmas microusinados com laser foram realizados no Túnel de Vento Hipersônico T1, descrito no item 4.1.1.

4.1.1 Túnel de Vento Hipersônico T1

O Túnel de Vento Hipersônico T1 do Laboratório de Aerodinâmica e Hipersônica do IEAv-CTA é mostrado em detalhes na Figura 23.

O túnel é todo construído com tubos de aço e a seção de *Driver*, que corresponde à região de alta pressão, tem um comprimento total de 1,51. A segunda seção, ou *Driven*, de baixa pressão, tem um comprimento total de 2,85 m. O diâmetro interno dos tubos das duas seções é de 68 mm [2].

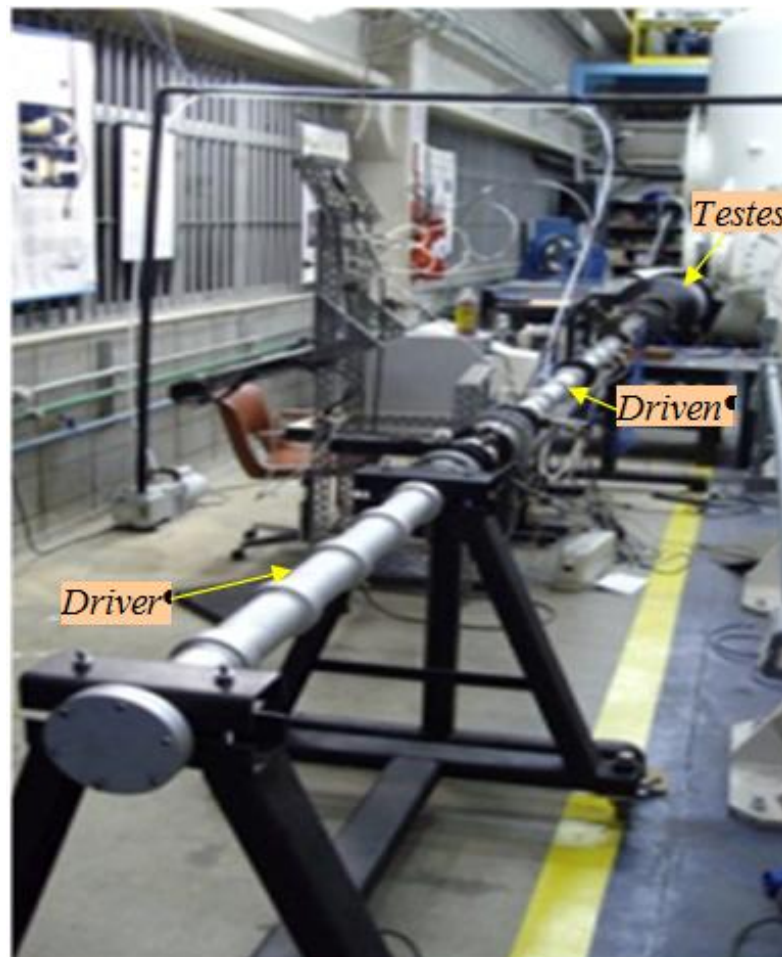


Figura 23: Túnel de Vento Hipersônico T1 com a instrumentação (cortesia IEAv).

Na parte final do túnel, após a seção de *Driven*, encontra-se a seção de testes onde é colocado o modelo, em escala reduzida, do veículo hipersônico a ser estudado. O comprimento do túnel de choque completo, com a seção de teste mais o reservatório que é evacuado, é igual a 7,90 m.

Na Figura 24, apresenta-se o esquema completo para o Túnel de Vento Hipersônico T2 do IEAv.

A região de alta pressão, *Driver*, é pressurizada com gás de hélio ou argônio, e separada da região de baixa pressão '*Driven*' pelo diafragma metálico com ranhura na forma de cruz, explicado na parte experimental. Outro diafragma, mas sem objetivo de controle de pressão de ruptura, também é colocado para separar o *Driven* e a seção de testes, conhecida como tanque de exaustão [1, 3].

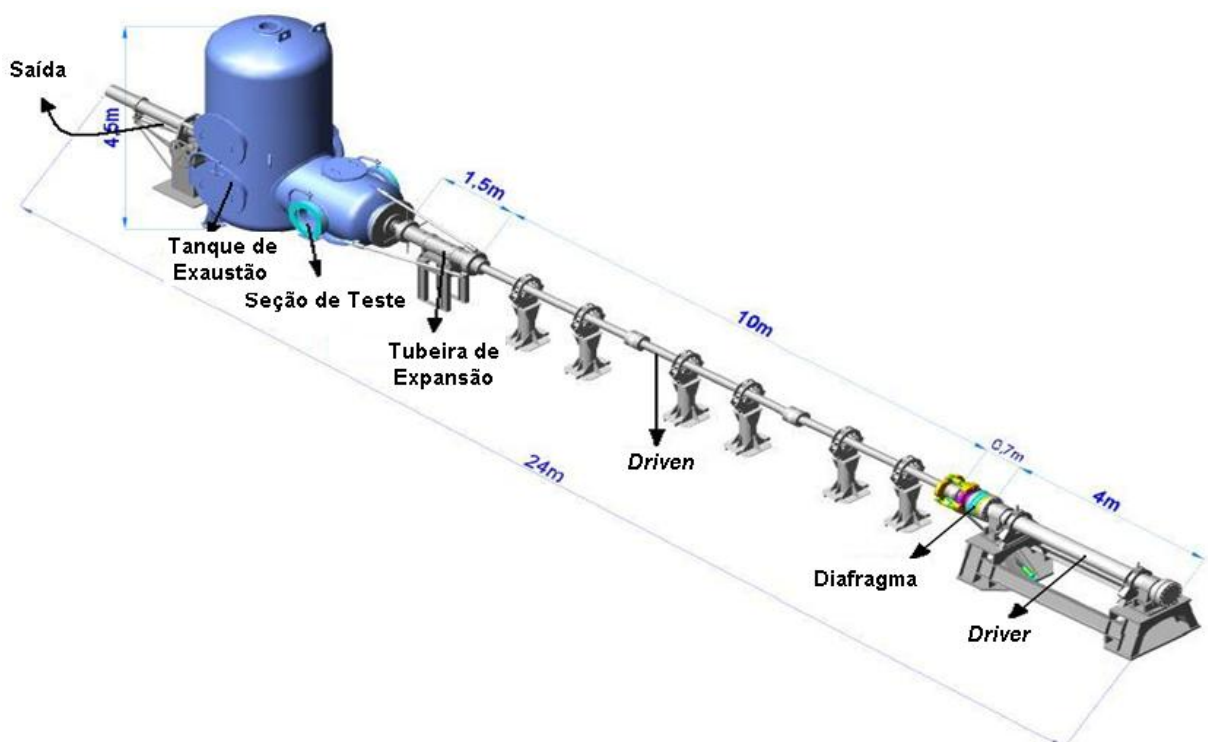


Figura 24: Túnel de Vento Hipersônico T2 do IEAv, que possui 4 seções, semelhantes ao do T1 (cortesia IEAv).

O diafragma, responsável por separar a seção *Driver* da seção *Driven*, pode operar por dois métodos. O método Simples é composto por um único diafragma preso por um par de flanges. O flange do lado do *Driver* possui uma área de contato com o diafragma com diâmetro de 85 mm, e um *O-ring* de vedação. Já o flange pelo lado do *Driven*, possui uma área de contato com o diafragma com diâmetro de 85 mm, e também um *O-ring* de vedação. Os dois flanges são presos por oito parafusos, conforme mostra a Figura 25, com uma pressão de torque de 40N.

Outro método é um artifício denominado de seção de duplo diafragma (DDS- *Double Diaphragm Section*), onde ao invés de um, dois diafragmas são instalados entre a seção de alta pressão (*Driver*) e a de baixa pressão (*Driven*). A seção de duplo diafragma é uma câmara que é preenchida com um gás pesado (argônio) e a sua pressão é sempre mantida na metade do valor em que se encontra a seção de alta pressão [3].

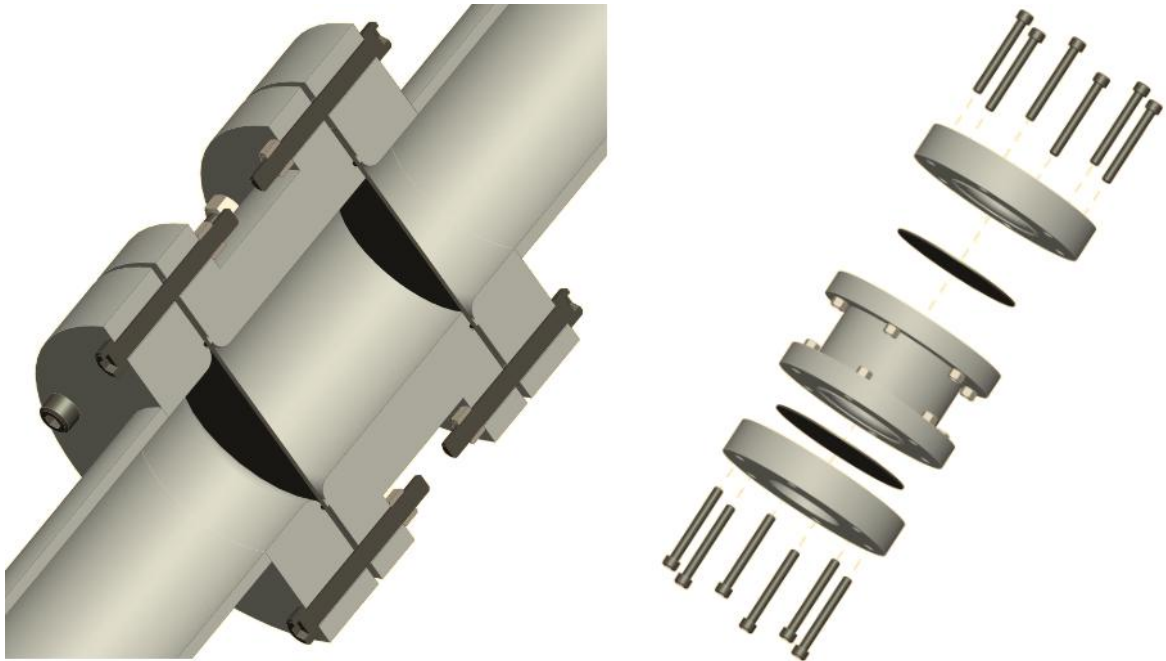


Figura 25: DDS do Túnel de Vento Hipersônico T1 do IEAv.

Para que o túnel possa apresentar um bom funcionamento, é necessária a abertura apropriada dos diafragmas nele instalados. Quanto maior a pressão, mais críticas são as exigências referentes ao controle de sua abertura.

Além dos túneis de vento T1, T2 e T3, no IEAv, existe outro dispositivo ali instalado que faz uso de diafragmas metálicos, que é o Lançador Hipersônico de Massa (LHS). Trata-se de um sistema de propulsão hipersônica com ar aspirado, para que se consiga acelerar modelos a velocidades hipersônicas utilizando a técnica do “*Ram Accelerator*” [27].

Outra aplicação para esse dispositivo de controle de ruptura é conhecida no mercado como selo de ruptura utilizado no controle de pressão de caldeiras e no setor espacial, para controle de pressão de motor foguete, entre outras aplicações.

Mais recentemente, mostrou-se a possibilidade de utilização de diafragmas metálicos separando sistemas de alta e baixa pressão com a finalidade de geração de jatos de água de longo alcance e com intensidade suficiente para promover a extinção de incêndios [29].

4.2 Diafragmas de Aço 1020

Quando se fala em túnel de vento hipersônico, a primeira palavra que vem a cabeça é “escoamento hipersônico ou supersônico” Para que este escoamento ocorra na velocidade e pressão correta ele depende muito da dinâmica de abertura dos diafragmas.

Segundo Oliveira [3], a experiência de operação desse dispositivo, adquirida ao longo dos anos em laboratórios distribuídos por vários países, levou ao desenvolvimento de diafragmas para serem usados na seção de alta pressão (*Driver*) feitos com discos metálicos nos quais são usinados entalhes cruciformes (+), com objetivo de direcionar e controlar sua ruptura.

Além da fragilização direcionada ao rompimento controlado, a elasticidade do material a ser usado na confecção do diafragma é outro fator de suma importância, porque o rompimento deve ocorrer sem o desprendimento de fragmentos. É fácil imaginar que fragmentos sendo arrastados pelo escoamento hipersônico podem trazer danos consideráveis nas superfícies em que venham a colidir. Assim, as janelas (quartzo ou vidro) da seção de teste, o modelo com a instrumentação nele instalada e a própria tubeira podem se tornar alvos prováveis de pedaços de diafragmas que porventura sejam desprendidos no evento da ruptura. Embora o requisito para uma ruptura rápida dos diafragmas seja melhor atendido por materiais frágeis, opta-se por materiais mais dúcteis de forma a evitar-se o desprendimento de partes do diafragma.

A experiência acumulada nos vários anos de experimentos de túneis de choque no IEAv mostrou que materiais como cobre, alumínio e aço de baixo teor de carbono são os mais adequados.

Os diafragmas usados no túnel T1, escolhido para testar a nova tecnologia de diafragmas usinados com laser, são fabricados de chapas de aço 1020. A geometria das microrranhuras em forma de cruz, com traços de interrupção nas bordas ilustrado na Figura 26, também se mostrou adequada para fragilizar o material e induzir o seu rompimento e para evitar que, com a abertura, essas pétalas se desprendam do corpo do diafragma [3]. Com essa configuração a abertura do diafragma ocorre em 4 seções (ou pétalas).

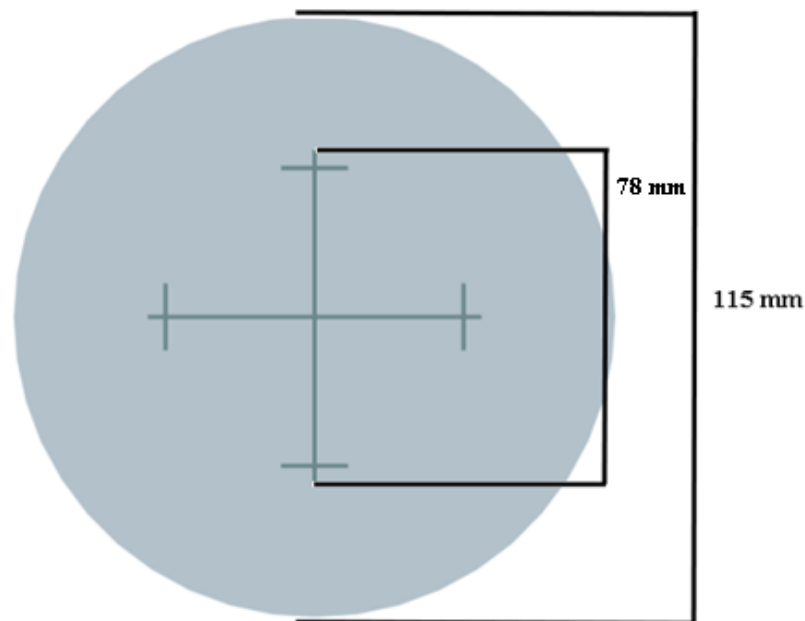


Figura 26: Geometria de gravação das microrranhuras no diafragma.

Neste trabalho, optou-se por utilizar material e geometrias idênticas dos diafragmas usinados mecanicamente e que são de uso corrente no túnel T1, de forma a se obter uma comparação efetiva entre as duas tecnologias de fabricação de diafragmas - laser e usinagem mecânica. As principais características dos diafragmas utilizados neste trabalho são descritas no item 4.2.1.

4.2.1 Tamanho e formatos dos diafragmas

Durante o projeto experimental, os diafragmas sofreram mudanças em suas geometrias e dimensões pelo fato de se notarem interferências na pressão de ruptura e na forma de abertura das pétalas dos diafragmas.

Os diafragmas testados neste trabalho foram confeccionados, inicialmente, em formatos quadrados e retangulares com furos passantes nos cantos. Pois do ponto de vista de fabricação, geometrias quadradas e retangulares podem ser obtidas com guilhotinas (processo mais rápido). Finalmente, chegou-se à geometria circular, confeccionada em torno mecânico, considerada a mais adequada, conforme mostrado na Figura 27.

O principal problema encontrado com os diafragmas retangulares foi um maior escoamento do lado de menor dimensão que implicou em uma direção preferencial de ruptura do diafragma.

Já os diafragmas quadrados foram confeccionados com furos para facilitar a centralização e fixação dos diafragmas no flange. Estes furos também influenciaram no sentido de ruptura.

A melhor geometria para ruptura do diafragma foi a circular, com um diâmetro um pouco superior ao do anel de vedação. O problema maior encontrado nessa geometria foi a dificuldade de centralizar o mesmo no flange de fixação, o que em alguns experimentos contribuiu para uma abertura parcial das pétalas.

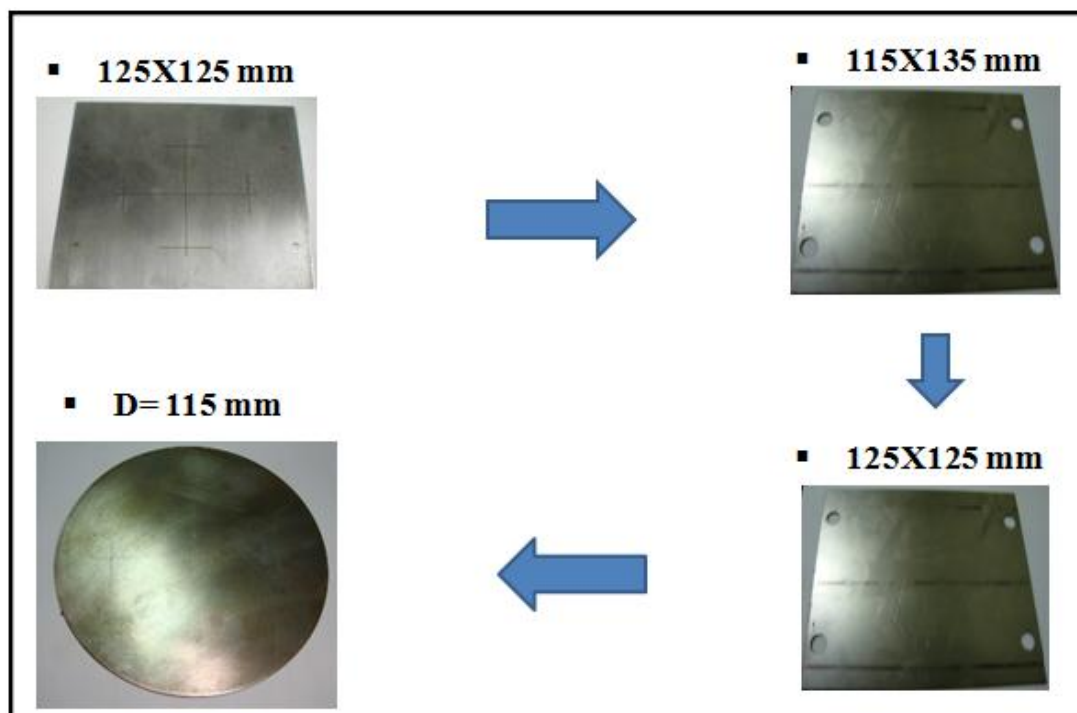


Figura 27: Evolução da geometria dos diafragmas.

4.2.2 Chapas de Aço 1020

O aço 1020 é um material de baixo custo e tem características apropriadas para uso em diafragmas de ruptura, por apresentar boa ductilidade e tensões de escoamento suficientemente altas para suportar as pressões requeridas nos túneis de choque.

O aço 1020 é composto basicamente de ferro, e tem uma composição química típica dos elementos: Carbono (0,17 – 0,23 %), Manganês (0,3 – 0,6 %), Fósforo (0,04 % max) e Enxofre (0,05 % max). As principais propriedades mecânicas são mostradas na Tabela 1.

Tabela 1: Propriedades mecânicas típicos do aço 1020 laminado a frio.

Propriedade	Valor
Densidade	7,8 10 ³ kg/m ³
Módulo de elasticidade	200 GPa
Tensão limite de resistência (UTS)	420 MPa
Tensão de escoamento	205 MPa
Deformação máxima	15 %
Dureza	130 HV

É um material de fácil usinabilidade, fator importante no caso de fabricação das microrranhuras por usinagem mecânica. Para os objetivos deste trabalho, o principal fator na fabricação das microrranhuras é a absorção pelo material da radiação emitida pelo laser, cerca de 40 % para o comprimento de onda 1062 nm emitido pelo laser a fibra de itérbio. As demais propriedades térmicas estão descritas no Capítulo 3.

Durante o projeto foram utilizadas cinco chapas de aço 1020, com dimensão de 2X1 m, e diferentes espessuras para confecção dos diafragmas. Essas chapas são identificadas no trabalho pela espessura, de acordo com a seguinte nomenclatura:

- a) CH – 0,92: Chapa de Aço 1020 com espessura da ordem de 0,92 mm,;
- b) CH – 1,05: Chapa de Aço 1020 com espessura da ordem de 1,05 mm;
- c) CH – 1,14: Chapa de Aço 1020 com espessura da ordem de 1,14 mm;
- d) CH – 1,5 - A: Chapa de Aço 1020 com espessura da ordem de 1,5 mm;
- e) CH – 1,5 - B: Chapa de Aço 1020 com espessura da ordem de 1,5 mm.

4.2.2.1 Caracterização das chapas de aço 1020

Todas as chapas foram adquiridas como sendo de aço 1020, e que não apresentavam uma certificação das suas propriedades mecânicas e composição química precisa. Isto é comum para este tipo de material devido ao seu baixo custo. Uma das observações ao longo de vários anos de experiência de utilização deste material no T1 é a ocorrência de uma variação apreciável nos valores de pressão de ruptura de diafragmas desse tipo de material com ranhuras usinadas mecanicamente na mesma profundidade.

Esse problema é menos crítico com a operação em sistema DDS (duplo diafragma), mas esta variação dificulta o controle de pressão de operação do túnel. Assim, para testar o efeito da variação das propriedades do material foram efetuados diversos ensaios e medições para avaliar as propriedades em cada uma das chapas mencionadas anteriormente. A Figura 28 mostra a microestrutura típica da granulação das chapas de aço 1020, visualizada em microscópio óptico com ampliação de 200 vezes.

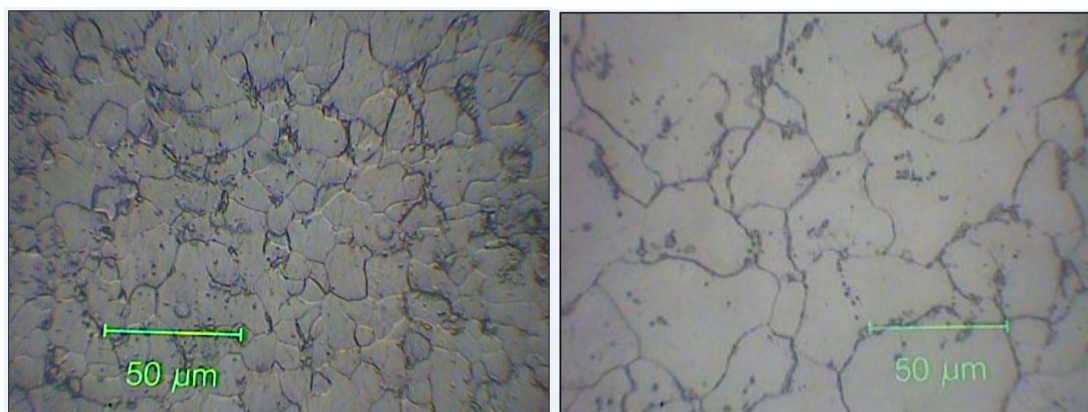


Figura 28: Microestrutura da granulação da chapa de aço 1020.

Entretanto, não foi realizado um estudo detalhado da microestrutura, por exemplo, o tamanho médio dos grãos. Apenas observou-se que a granulação era tipicamente aquela obtida em chapas laminadas a frio.

Todas as chapas de aço 1020 utilizadas para a confecção dos diafragmas foram laminadas a frio. Na laminação a frio normalmente o material é comprimido com temperatura

ambiente, ou abaixo da temperatura de recristalização, com a qual se tem boas características de resistência mecânica e acabamento superficial final. Com isso, consegue uma excelente superfície de laminação. A Figura 29 mostra como ocorre esse processo.

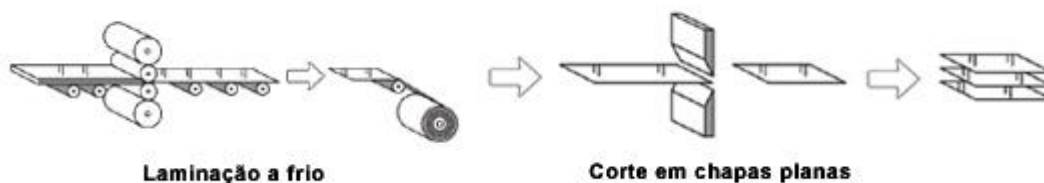


Figura 29: Laminação a frio.

Na laminação a frio, as principais características metalúrgicas afetadas pela laminação, resumidamente, são: tamanho do grão, alinhamento dos grãos, textura, resistência mecânica, estabilidade térmica, tendência à recristalização, trabalhabilidade a frio e acabamento superficial [30].

Para aplicação neste trabalho as propriedades de resistência mecânica e o alinhamento dos grãos são fundamentais, e as aplicações foram efetuadas por meio de ensaios de dureza e ensaios de tração nos dois sentidos de laminação (L e T).

4.2.2.2 Teste de dureza Vickers

O teste de dureza Vickers consiste em endentar o material sob teste com um endentador de diamante, na forma de uma pirâmide reta de base quadrada e um ângulo de 136° entre as faces opostas, utilizando uma carga de 1 a 1000 gf.

A carga plena é aplicada normalmente durante um tempo de 10 a 15 segundos. As duas diagonais da *endentação* deixadas na superfície do material depois da remoção da carga são medidas usando-se um microscópio. Com os valores lidos calcula-se a média aritmética, e, a seguir calcula-se a área da superfície inclinada da *endentação*. A dureza Vickers é o quociente obtido dividindo a carga (em gf.) pela área da *endentação*. Este teste é baseado na norma NBRNM188-(05/1999) Materiais metálicos [31].

O microdurômetro utilizado foi o Future-Tech-FM-700, com resolução M50, do laboratório Dédalo do IEAv. Foram realizados 20 testes em cada uma das chapas descritas anteriormente. A Figura 30 mostra os resultados obtidos nas cinco chapas utilizando-se uma carga de 500gf.

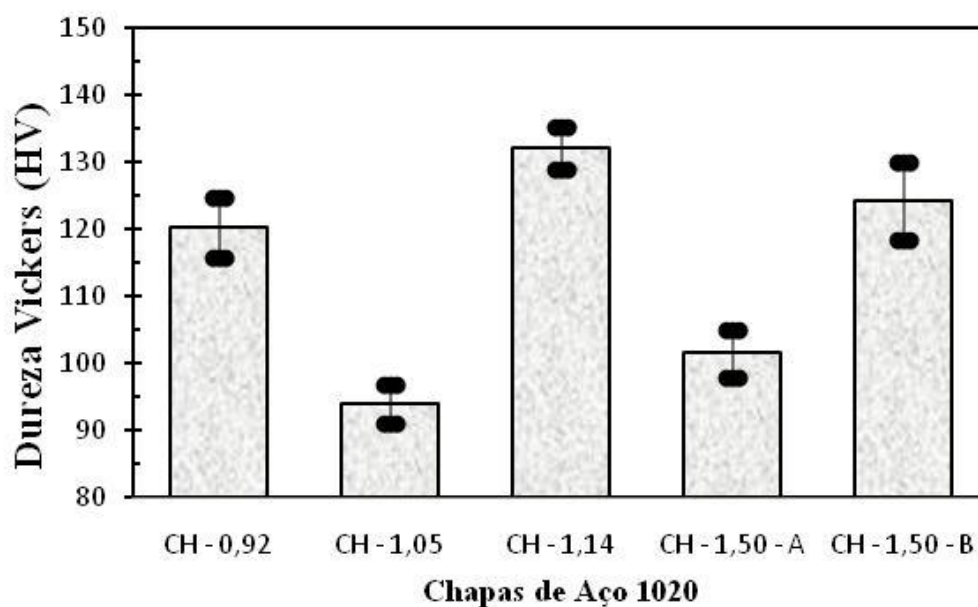


Figura 30: Dureza Vickers das chapas de aço 1020.

Os resultados mostram claramente a considerável diferença de dureza do material base das placas, o que certamente exerce grande influência no processo de ruptura dos diafragmas.

4.2.2.3 Ensaio de tração

Para realizar o ensaio de tração, foram utilizadas as chapas CH-1,05 e CH-1,14. As amostras foram cortadas no sentido de laminação e contra a laminação, conforme mostrado na Figura 31. O corte das amostras foi feito em prensa hidráulica 50 T, e posteriormente, usinadas mecanicamente, segundo a norma ASTM A 370 (ASTM, 1987) [15], que preconiza as dimensões do corpo-de-prova, que são mostradas na Figura 32.

O equipamento utilizado para o ensaio de tração foi uma máquina universal Instron, modelo 1125, com acionamento servo-hidráulico e célula de carga de 10 T, localizada nos laboratórios do IEAv.

Para o ensaio de tração foram confeccionadas 18 amostras, divididas da seguinte forma:

- 5 amostras no sentido de laminação para CH-1,05;
- 4 amostras no sentido de laminação para CH-1,14;
- 5 amostras contra a laminação para CH-1,05;
- 4 amostras contra a laminação para CH-1,14.

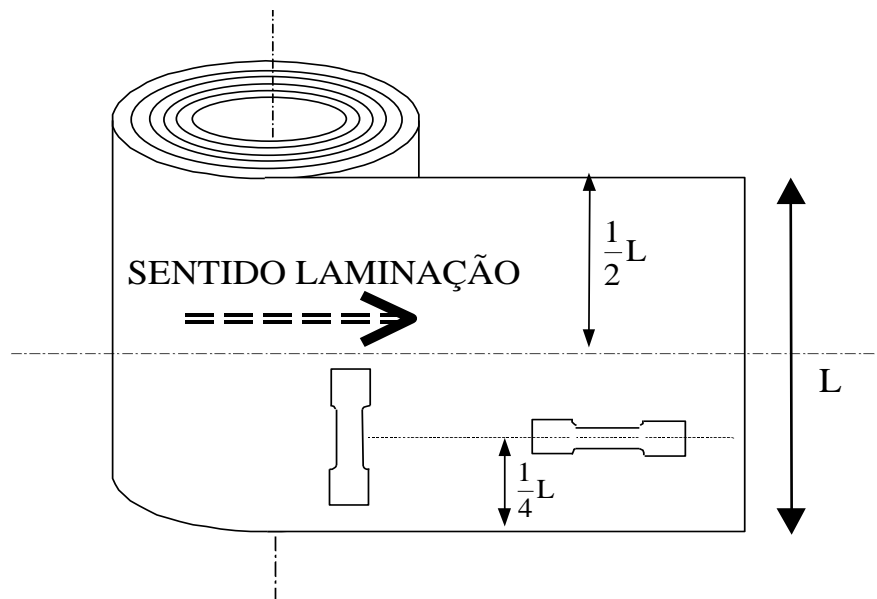


Figura 31: Região da bobina onde foram retirados os corpos-de-prova nas posições de 0° e 90° do sentido de laminação [32].

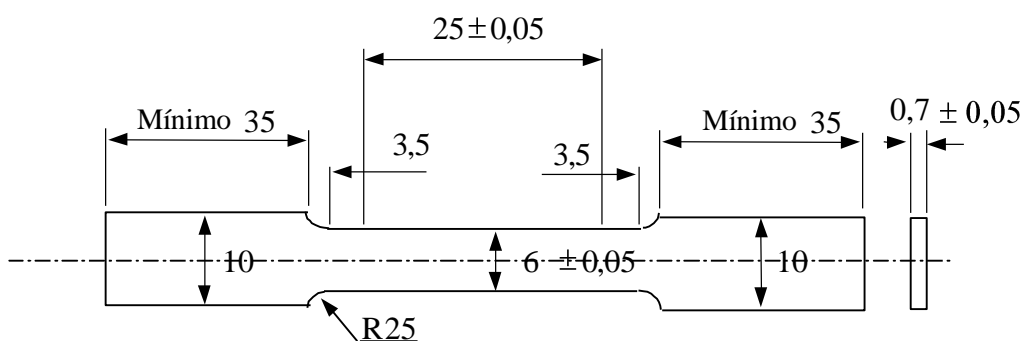


Figura 32: Dimensões dos corpos-de-prova utilizados no ensaio de tração [32].

Em um teste de tração, a carga aumenta até um valor máximo e então diminui antes de ocorrer a fratura. Essa redução acontece devido à deformação localizada, que causa uma redução da seção, que tem efeito maior que o aumento da tensão de fluxo devido ao encruamento. A Figura 33 mostra como é o comportamento teórico de teste de tração. Quando

se tem ruptura por estrição, nota-se que a partir da tensão limite de resistência, uma região do corpo-de-prova se deforma um pouco mais rapidamente que o restante. A área da seção transversal dessa região torna-se ligeiramente menor que a do resto do corpo, dando origem a uma estrição no local [14].

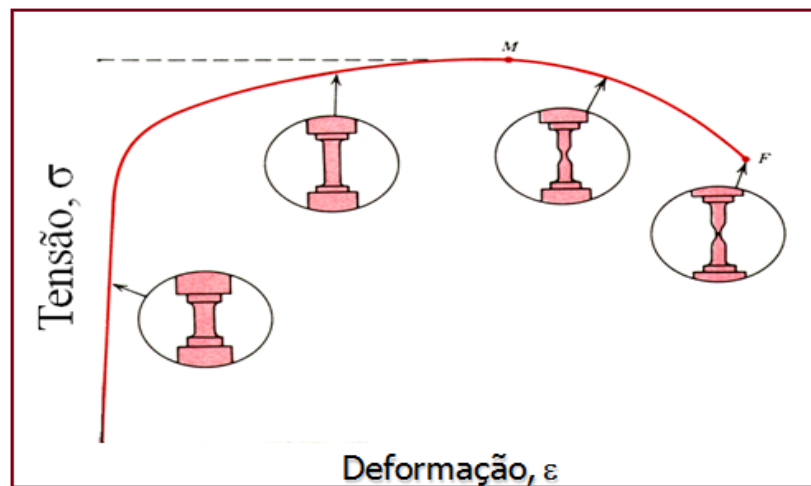


Figura 33: Ruptura por estrição [14].

A Figura 34 mostra exatamente este comportamento, para a chapa de aço 1020 CH-1,05, que apresenta uma diferença significativa na deformação em função do sentido de laminação. Esta influência é discutida novamente nas próximas seções.

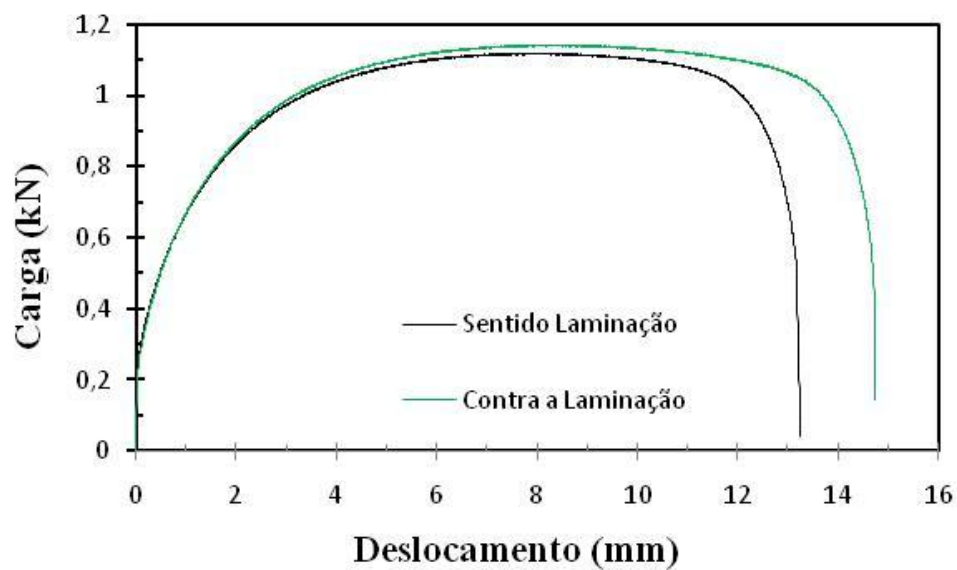


Figura 34: Ensaio de tração para a chapa de aço CH-1,05 para os dois sentidos de laminação.

Já para a Figura 35, que corresponde ao ensaio de tração para a chapa de aço CH-1,14, exibe uma característica típica para aço baixo carbono que apresenta dois pontos de

escoamento, inferior e superior. Entre esses dois pontos, o material apresenta deformação considerável com tensão oscilante em pequenos valores [11]. Outro resultado importante que se pode observar neste ensaio de tração, é que a chapa CH 1,14, quando comparada com a CH-1,05, apresenta uma menor diferença dos valores de deformação máxima entre os sentidos de laminação.

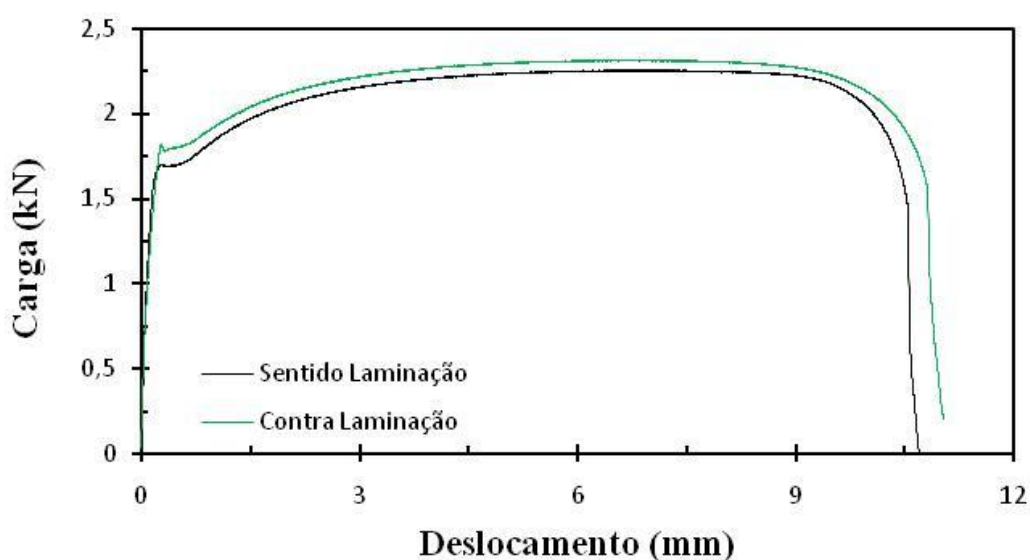


Figura 35: Ensaio de tração para a chapa de aço CH-1,14 para os dois sentidos de laminação.

Os resultados dos ensaios de tração das duas chapas podem ser comparados sem a influência da espessura, utilizando os parâmetros específicos do ensaio: deformação (de engenharia), tensão limite de resistência e módulo de tenacidade, estimado aqui dividindo-se a área limitada pela curva de tração pelo volume inicial do corpo-de-prova. Para o volume inicial (não deformado) considerou-se comprimento do corpo-de-prova $L_0 = 32$ mm, largura igual a 6 mm e a espessura de cada chapa. Estes parâmetros são mostrados para as duas chapas na Figura 36 (a,b, e c). Nota-se que a chapa CH-1,05 apresenta uma maior deformação do que a CH-1,14. Agora, ao se comparar a tensão limite de resistência e o módulo de tenacidade, a chapa CH-1,14 apresenta valores muito maiores.

Como discutido no Capítulo 6, o sentido de laminação exerce uma influência significativa na pressão de ruptura dos diafragmas.

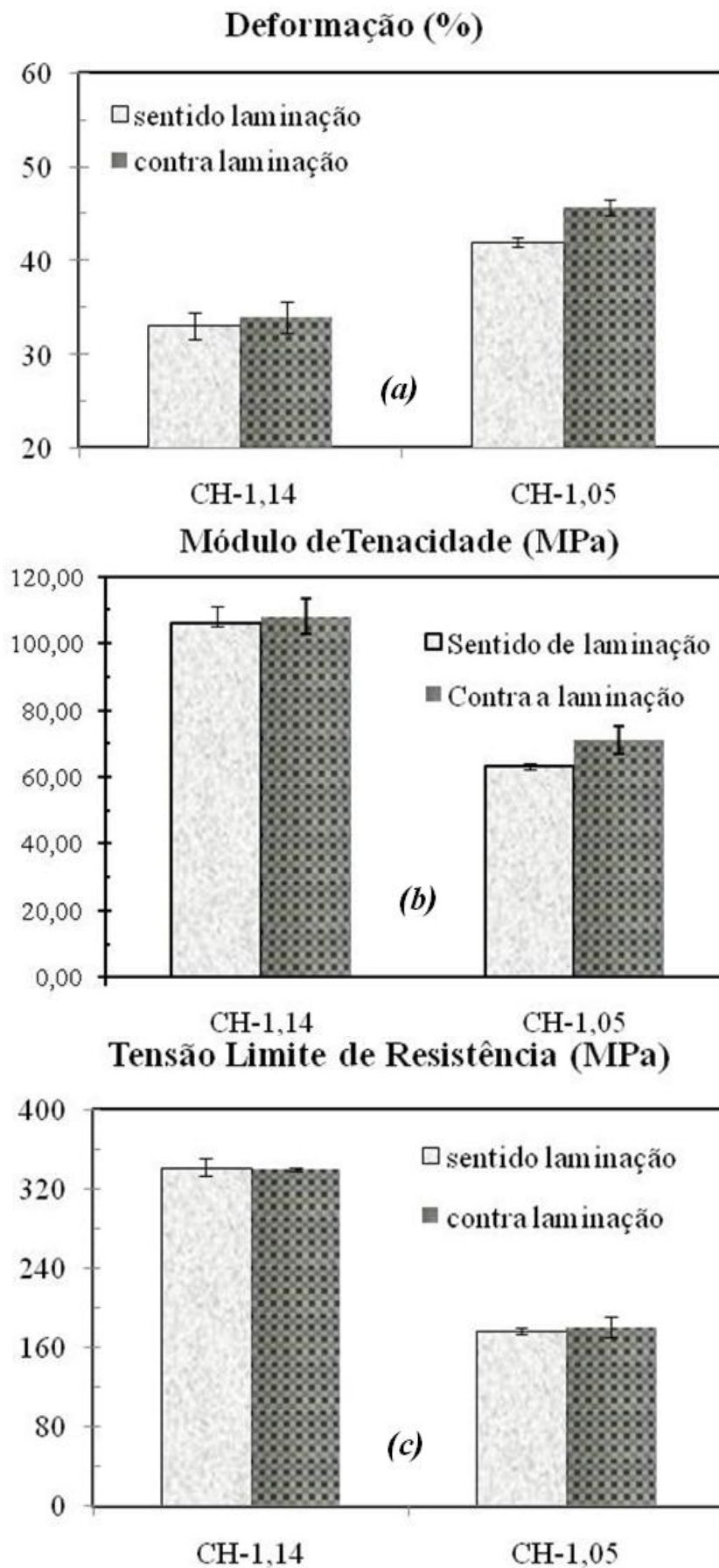


Figura 36: Ensaio de tração realizado para as chapas CH-1,05 e CH-1,14, comparando: deformação (gráfico a), Módulo de Tenacidade (gráfico b) e, Tensão Limite de Resistência (gráfico c).

4.3 Dispositivo de Teste

Os ensaios de ruptura realizados no túnel T1 requerem um tempo de montagem elevado e o custo de cada ensaio é relativamente alto, devido ao uso de hélio como gás propulsor. Fica inviável realizar um grande número de ensaios para cada um dos materiais escolhidos para testes neste trabalho. E somente com um grande número de ensaios seria possível identificar os principais mecanismos do processo de fratura e a influência dos diversos parâmetros do material e do processo de microusinagem com laser.

Como o principal parâmetro de controle de operação do túnel de vento hipersônico é a pressão de ruptura, foi projetado um dispositivo hidráulico, muito mais simples de operar, e que se mostrou eficiente para realizar os ensaios de ruptura dos diafragmas.

Com esse dispositivo pode-se testar a ruptura de diafragmas sem haver necessidade de sua instalação e teste no Túnel de Vento Hipersônico, reduzindo drasticamente o tempo e o custo de cada ensaio.

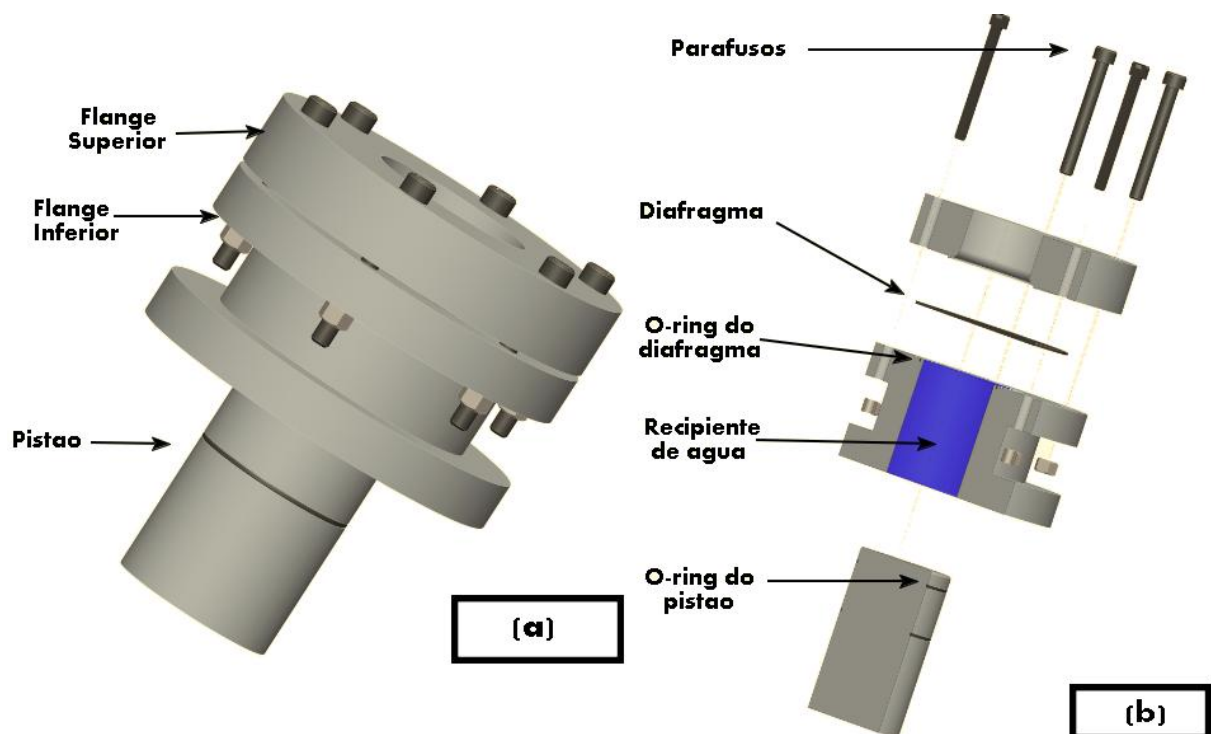


Figura 37: Descrição do Dispositivo de Teste Pistão: (a) Vista geral do dispositivo montado e (b) Detalhamento dos principais componentes do dispositivo.

O dispositivo de ensaio com acionamento hidráulico foi projetado e construído pela Divisão de Suporte Tecnológico (SUTEC) do IEAv, e é mostrado em detalhes na Figura 37.

Basicamente, o dispositivo é composto de uma câmara hidráulica em que um dos lados contém flanges de fixação dos diafragmas e, no lado oposto, é inserido um pistão vedado com anéis de borracha.

O par de flanges e a câmara hidráulica foram confeccionados em aço inoxidável e contém seis furos passantes para a colocação de parafusos M8, utilizados para pressionar o diafragma entre os flanges do dispositivo. Um anel de vedação é colocado também entre o diafragma e o primeiro flange para evitar o vazamento do fluido de teste (água) da câmara. O pistão foi confeccionado em aço inoxidável e tem uma área de contato de 36 cm^2 , com curso máximo de 20 mm. O pistão é acionado por uma prensa hidráulica de 10 T (Figura 38).

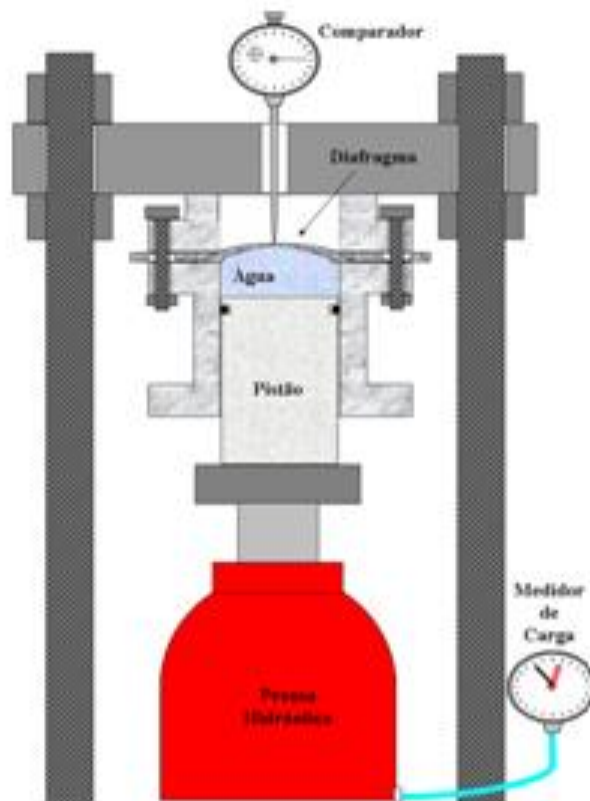


Figura 38: Pistão hidráulico de teste de ruptura, composto por um par de flanges, prensa hidráulica, medidor de carga, comparador e suporte lateral.

A prensa hidráulica possui um medidor de carga com ponteiro de memória que permite estimar o valor da carga no momento da ruptura. A resolução no valor de carga do

medidor é de 200 lb. A pressão no interior do dispositivo é calculada considerando a carga aplicada na área útil do pistão.

Para medir o deslocamento e a deformação dos diafragmas foi introduzido um relógio comparador, na parte superior da prensa, com precisão de 0,01mm.

O processo e a sequência de montagem e execução do teste de ruptura dos diafragmas no dispositivo de teste pistão são detalhados a seguir:

- 1 Lixamento da superfície dos diafragmas para remoção de oxidação e riscos antes da aplicação do laser utilizando uma lixa 400;
- 2 Limpeza com álcool isopropílico e secagem com nitrogênio;
- 3 Gravação a laser das microrranhuras na superfície limpa e seca;
- 4 Preenchimento da câmara hidráulica com 40 mL de água;
- 5 Centralização do diafragma no flange inferior do dispositivo. Em todos os ensaios a superfície contendo as microrranhuras foi mantida para cima sem contato com a água da câmara;
- 6 Fixação do flange superior com os seis parafusos, utilizando um torquímetro da Gerode, modelo Flex-o-click L120, aplicando um torque de 40 Nm igualmente em todos os parafusos;
- 7 Execução do teste até a fratura do diafragma, movendo lentamente o pistão com a prensa hidráulica. O valor registrado no ponteiro de memória no momento de ruptura foi o valor utilizado para o cálculo de pressão de ruptura do diafragma.

Para cada chapa de aço foi retirada uma amostra no formato do diafragma (mas sem as ranhuras com o laser) e submetida a teste de pressão com medição do deslocamento para cada valor de pressão utilizando o relógio comparador. O teste permite avaliar os valores limites de pressão de cada chapa e também fornece uma medida da deformação do diafragma em função da pressão. Os resultados das medições estão mostrados na Figura 39.

Em todas as chapas medidas a pressão de teste ultrapassou 100 bar, que está acima do valor que pode ser utilizado no túnel T1.

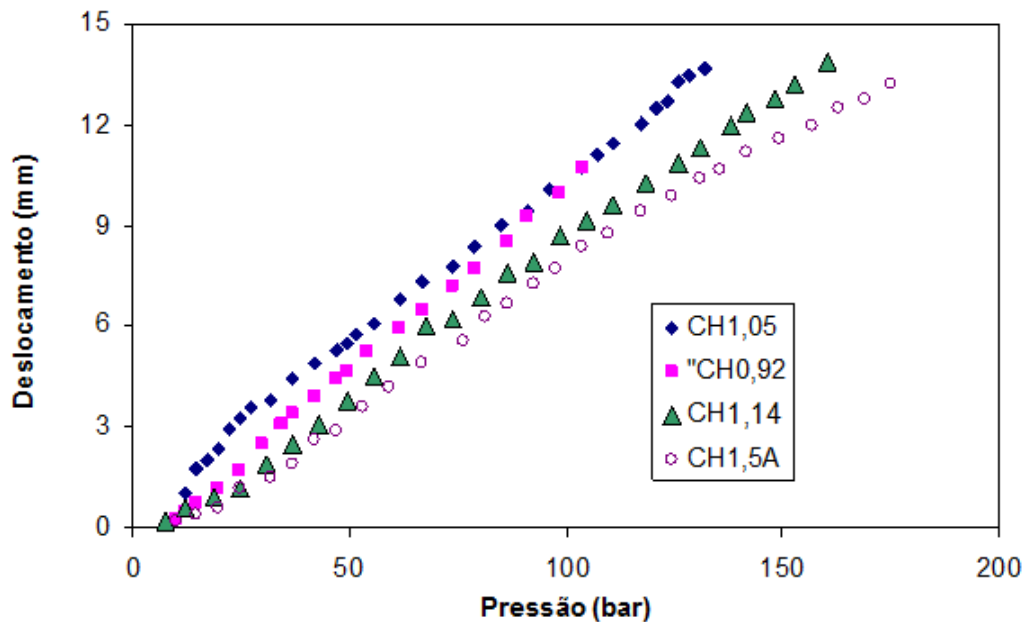


Figura 39: Teste de deslocamento em função da pressão aplicada para as chapas CH – 0,92, CH – 1,05, CH – 1,14 e CH – 1,5-A.

Uma forma de se analisar as propriedades mecânicas do material das diferentes chapas é por meio de uma curva tensão-deformação. Como descrito no capítulo 2, pelo valor da pressão calcula-se a deformação e a tensão (valores de engenharia) para o diafragma por meio das medidas de deslocamento e de pressão. Os resultados dessa análise estão mostrados na Figura 40.

Como pode ser visto na Figura 40, a deformação para um valor fixo de tensão é maior nas chapas de menor dureza. Deve se ressaltar, que a medida de dureza indica apenas a tensão limite de resistência do material, e não necessariamente se pode inferir a deformação deste resultado. Entretanto, o ensaio realizado no dispositivo hidráulico pode ser utilizado como um meio de avaliar o material dos diafragmas e identificar facilmente mudança destas propriedades.

Este resultado concorda também com os ensaios de tração realizados nas chapas CH-1,05 e CH-1,14, onde se verificou uma maior deformação para a CH-1,05.

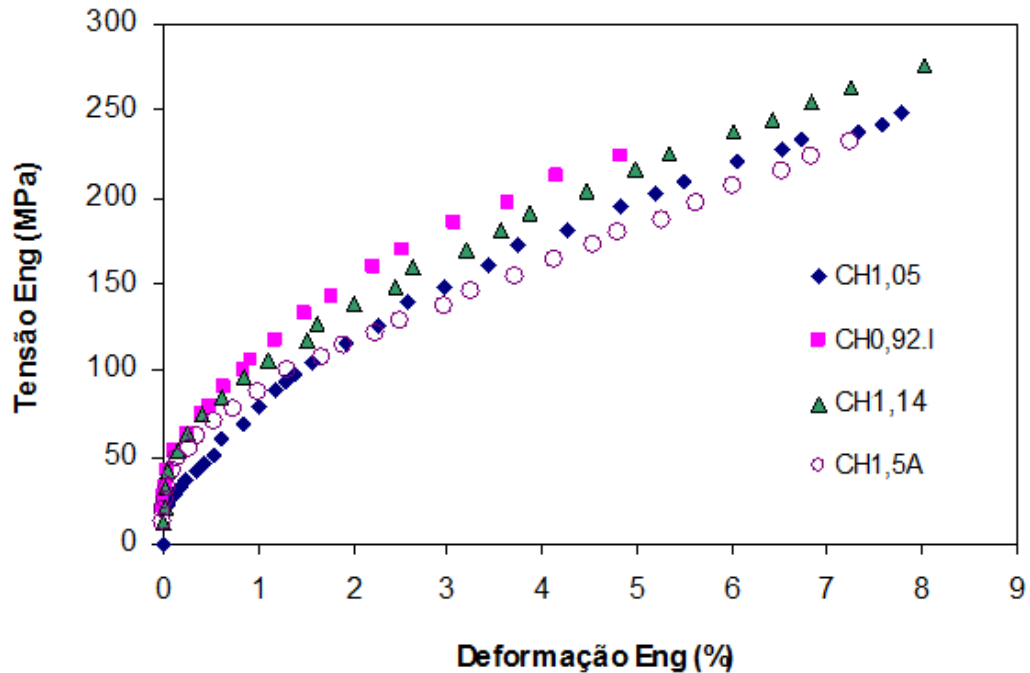


Figura 40: Curva tensão-deformação, aplicada para as chapas CH – 0,92, CH – 1,05, CH – 1,14 e CH – 1,5-A.

4.4 Dispositivo de microusinagem

4.4.1 Laser a fibra de itérbio

O uso do laser a fibra de itérbio, que opera no comprimento de onda do infravermelho próximo, vem crescendo rapidamente como ferramenta para processamentos de materiais na indústria. Apresenta muitas vantagens como: boa qualidade de feixe, que permite uma melhor focalização, alta eficiência de conversão de energia ($> 25\%$) [33]. Além disso, é um laser muito compacto e praticamente não requer manutenção devido a alta vida útil dos diodos de bombeamento e por não requerer alinhamento dos refletores da cavidade [34].

4.4.2 Descrição do dispositivo de microusinagem com laser a fibra de Itérbio pulsado

Para usinagem das microrranhuras nos diafragmas foi utilizado um laser a fibra de itérbio pulsado (IPG Photonics, Modelo YLP-1/100/20), com comprimento de onda de 1.062 nm, potência máxima de 20 W, $M^2 = 1,4$, diâmetro do feixe de saída de 7 mm, tempo de pulso de 200 ns e taxa de repetição de pulsos variando entre de 20 kHz e 100 kHz.

O feixe do laser é focalizado sobre a chapa com um diâmetro de 50 μm (conforme será mostrado na Figura 41) utilizando-se uma lente de distância focal nominal de 200 mm.

Para determinar corretamente a distância focal da lente foram realizados vários experimentos de microusinagem em uma chapa plana de aço 1020. Em cada experimento foi variada a distância da lente à superfície da chapa, mantendo-se fixas a potência média do laser em 20 W e a frequência de repetição de pulsos em 20 kHz. Mediu-se então a largura do canal das microrranhuras para cada valor de distância da lente. O gráfico mostrado na Figura 41 resume estes resultados para uma variação de distância entre a lente e a superfície da chapa variando entre 187 mm e 199 mm.

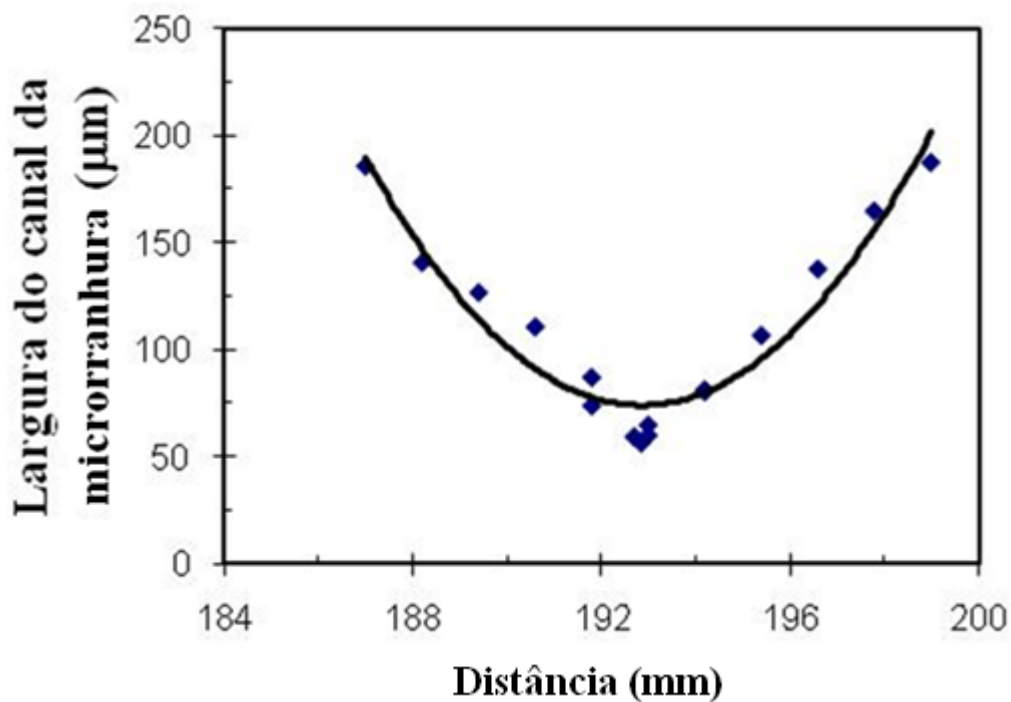


Figura 41: Largura do canal da microrranhura em função da distância entre a lente e a superfície do diafragma.

Pode-se estimar aproximadamente o diâmetro do feixe do laser através da medida da largura do canal da microrranhura, e neste caso, conforme mostrada na Figura 41, o menor valor da largura indica um diâmetro mínimo do feixe focalizado do laser da ordem de 50 μm . Utilizando a Equação (39) mostrada no Capítulo 3 para estimar o diâmetro do feixe focalizado e considerando-se um comprimento de onda de 1.062 nm, uma distancia focal de 200 mm),

um diâmetro do feixe na entrada da lente de 7 mm e um fator de qualidade do feixe $M^2 = 1,4$, obtêm-se um valor teórico para este diâmetro de 52 μm . Este valor é portanto muito próximo do mínimo valor medido para a largura da microrranhura.

O arranjo experimental para utilizar o laser a fibra pulsado de itérbio como uma ferramenta de microusinagem é descrito a seguir, e mostrado na Figura 42:

- 1 Laser a fibra;
- 2 Controle de potência e frequência;
- 3 Fibra para levar o feixe do laser até a óptica de focalização;
- 4 Cabeça óptica de focalização, fixada no eixo Z da mesa CNC;
- 5 Computador de controle da mesa XYZ;
- 6 Mesa CNC, com movimento XYZ;
- 7 Diafragma de aço fixado à mesa CNC.

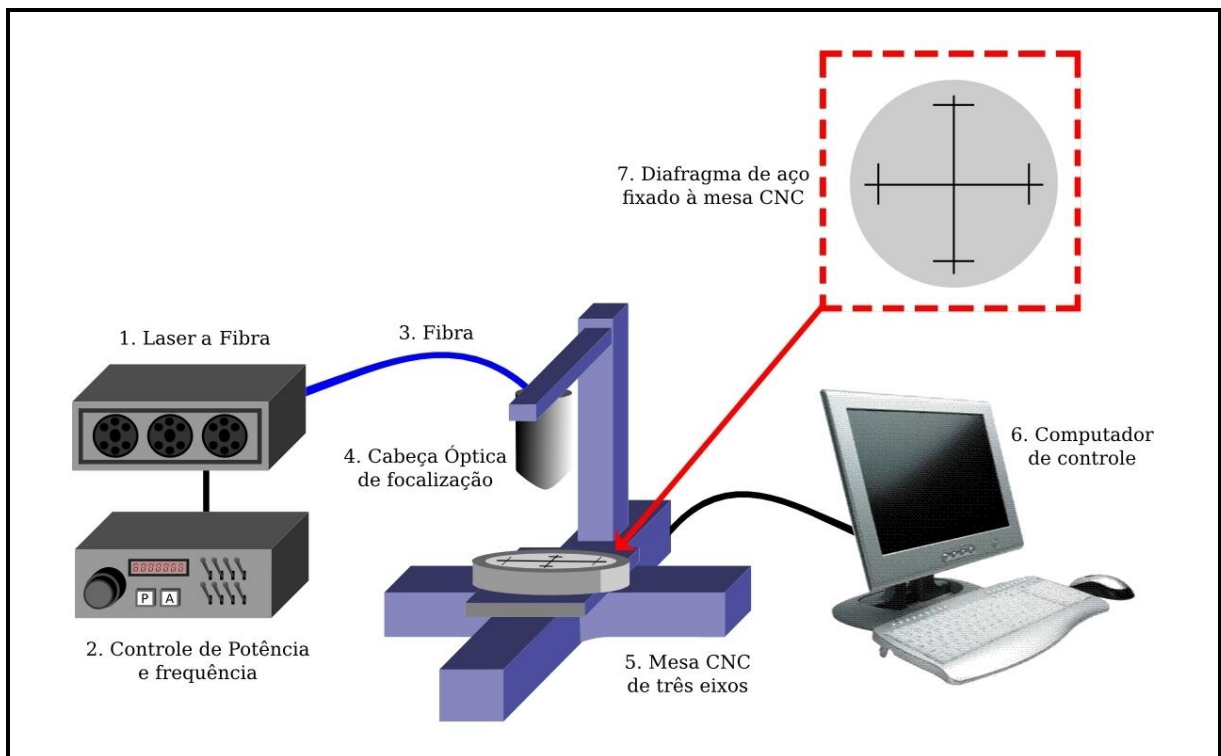


Figura 42: Desenho esquemático do arranjo experimental utilizado nos ensaios de microusinagem dos diafragmas com um laser a fibra pulsado.

Para que o laser possa percorrer a região do diafragma a ser usinada, ele está fixado em uma mesa CNC XYZ (Sherline), com velocidade linear variando entre 30 mm/min e 480 mm/min, e com uma resolução de passo da ordem de 0,005 mm. A Figura 43 mostra a mesa CNC junto ao dispositivo de microusinagem.

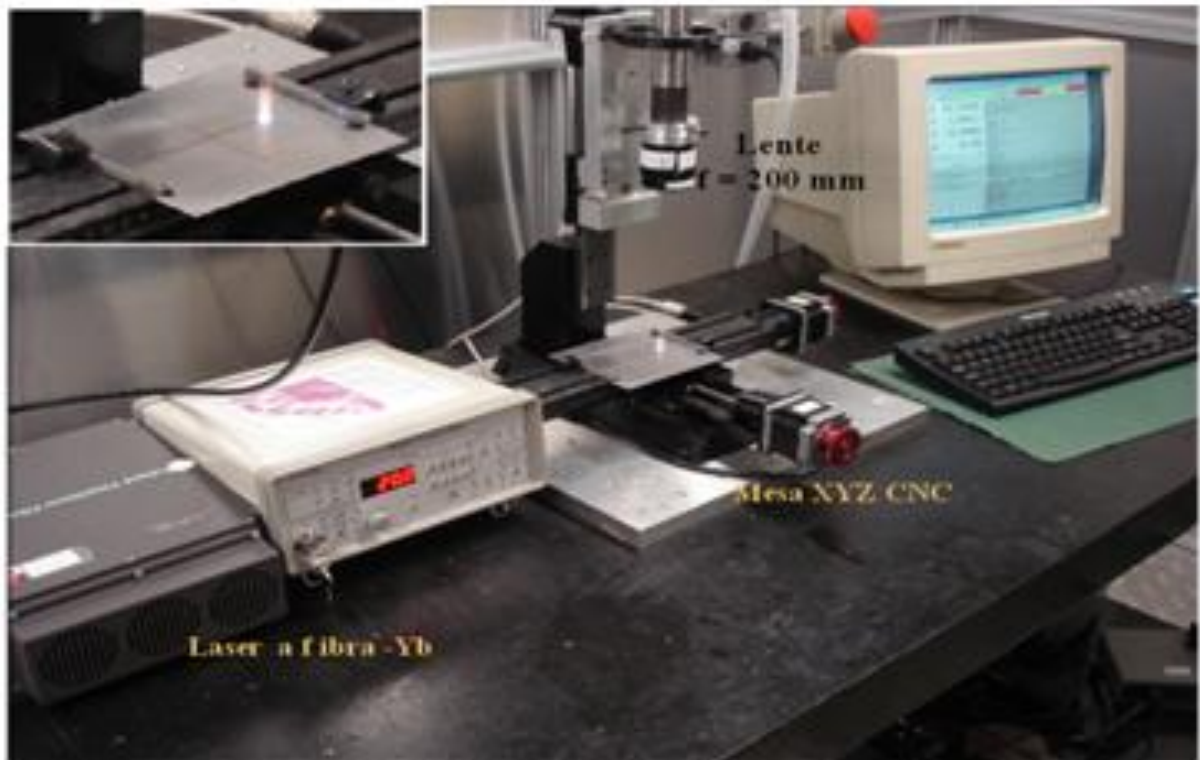


Figura 43: Mesa CNC XYZ com laser fixado na direção Z e diafragma nas direções XY.

5 Microusinagem de Diafragmas com Laser Pulsado

Neste capítulo são descritos os resultados obtidos na usinagem a laser das microrranhuras de diafragmas de aço 1020.

5.1 Microusinagem com laser pulsado

O processo de microusinagem com lasers pulsados, como já foi discutido no Capítulo 3, se dá através da sobreposição de múltiplos pulsos na superfície do material. Cada pulso remove por vaporização ou ejeção de líquido uma quantidade pequena de material, gerando uma cavidade, cuja profundidade depende do número de pulsos aplicados na mesma região. A ejeção do líquido ocorre devido à pressão de vaporização, que é proporcional a intensidade do laser. Essa pressão atua como um pistão empurrando o líquido para fora da cavidade. Assim para cavidades muito profundas, essa pressão pode não ser suficiente para ejetar o líquido gerado na base da cavidade.

Como consequência, para cavidades com alta razão de aspecto, isto é, profundidades muito maiores que o diâmetro, boa parte do material permanece no interior da cavidade, formando um cordão similar àquele encontrado em processo de soldagem com lasers contínuos.

Para se realizar uma microrranhura contínua o feixe de laser ou o material se desloca durante o processo. Neste caso, o material líquido gerado em cada pulso vai sendo empurrado para a cavidade aberta pelos pulsos anteriores, e dependendo da profundidade, esta microrranhura fica completamente preenchida. Entretanto no final da microrranhura, ao se interromper o laser, a cavidade fica aberta com um diâmetro equivalente ao do feixe do laser.

Esse comportamento é ilustrado na Figura 44, onde estão indicados o início e o final do cordão. Nota-se claramente no final do cordão a cavidade aberta.

Dessa forma, como também já foi demonstrado em trabalho anterior [26], o que se define aqui como microrranhura, é na verdade, o equivalente a um cordão de solda.

A Figura 44 apresenta a visão lateral das microrranhuras usinadas na chapa CH-0,92 com velocidades de corte entre 60 e 480 mm/min, as quais foram analisadas utilizando microscópios Zeiss, com um aumento de 80 vezes.

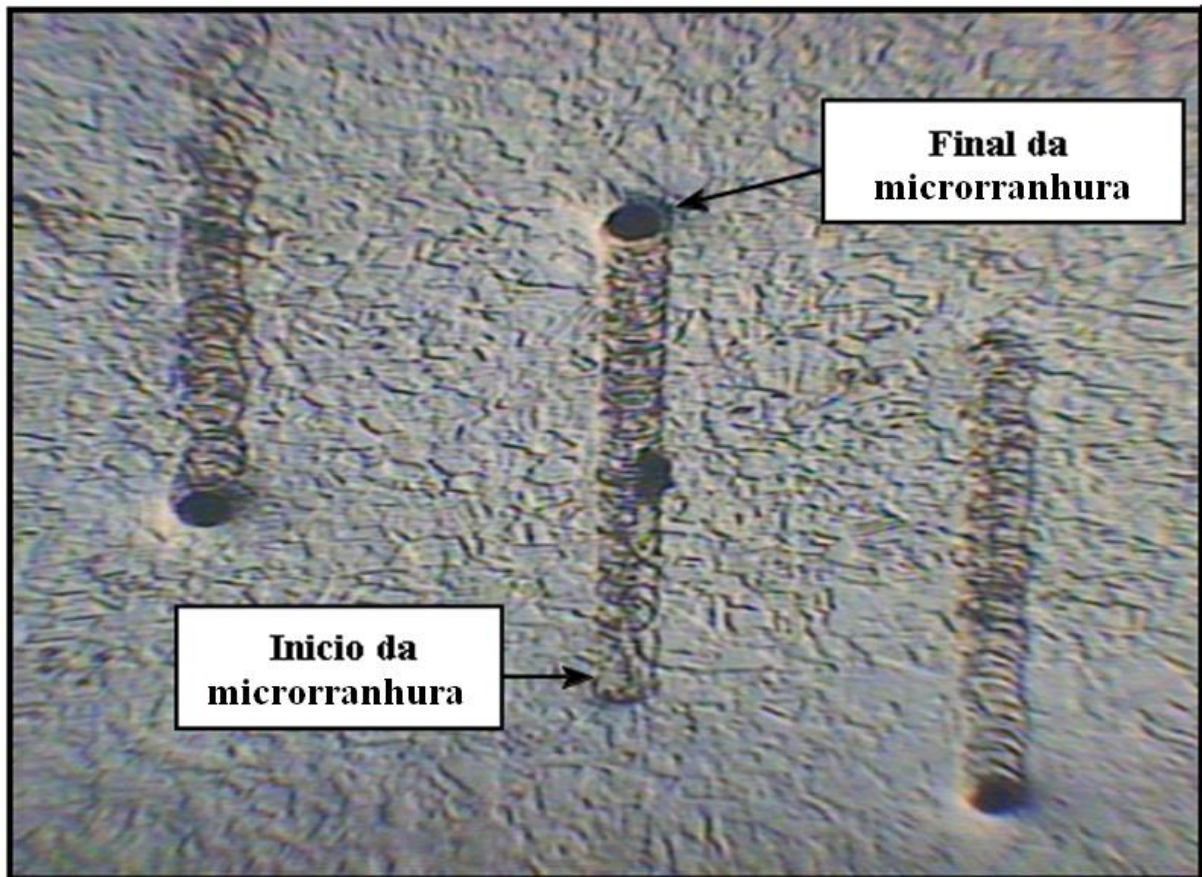


Figura 44: Vista da superfície dos cordões de solda obtidos utilizando uma velocidade de soldagem de 240 mm/min.

Com este conceito define-se neste trabalho a profundidade da microrranhura pela distância entre a superfície do material e a base visível do cordão. A profundidade dos cordões é função tanto a energia do pulso, ou equivalentemente da potência média do laser, como da velocidade de usinagem, que define o número de pulsos sobrepostos.

A Figura 45 apresenta a microscopia ótica de corte transversal das microrranhuras usinadas na chapa CH-0,92 com velocidades de processo variando entre 60 e 480 mm/min.

Como se verá mais a frente, embora não se tenha um canal aberto como no caso de usinagem mecânica, é possível igualmente controlar a ruptura dos diafragmas variando-se a profundidade do cordão de solda (microrranhura) [5].

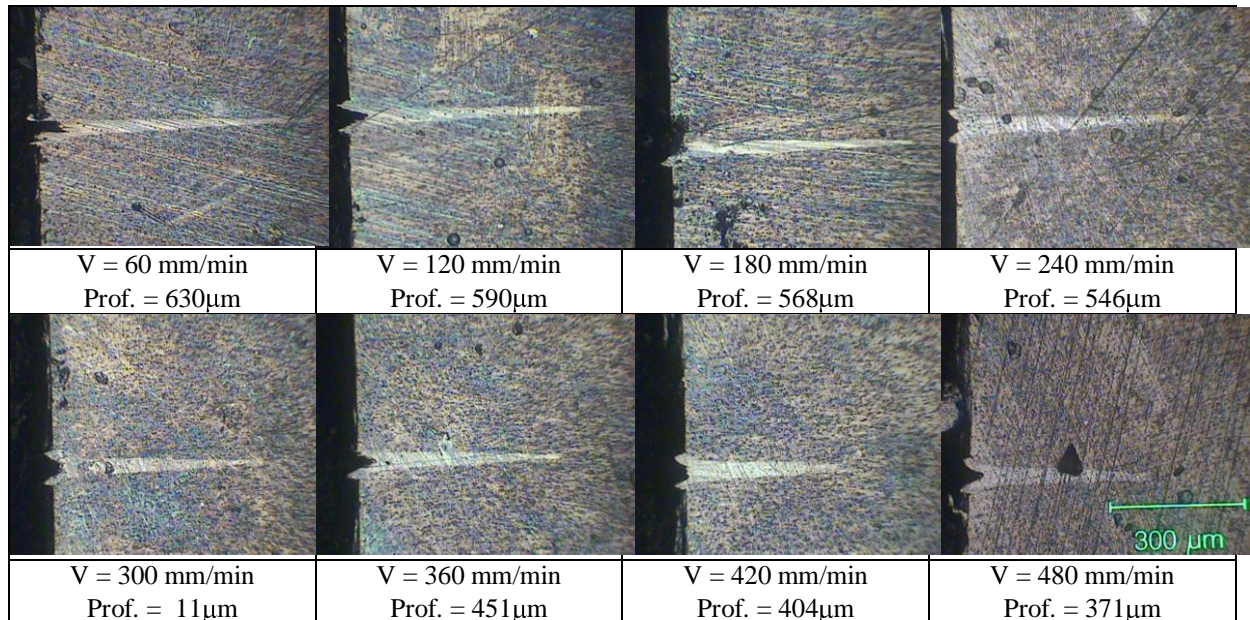


Figura 45: Profundidade das microrranhuras para as velocidades de corte entre 60 e 480 mm/min, com aumento de 80 vezes no microscópio óptico Zeiss do IEAv, para chapa CH-0,92.

5.2 Microusinagem a laser em diafragmas

Com o objetivo de se obter microrranhuras extremamente direcionadas, com larguras da ordem de dezenas de micra, foram realizados testes variando-se a potência média do laser, a velocidade de corte e a espessura dos diafragmas. Inicialmente, foram feitos testes preliminares com potência média de 10, 15 e 20 W (energia de pulso equivalente de 1 mJ, 0,75 mJ e 0,5 mJ respectivamente), frequência variando entre 20 a 100 kHz, velocidade de corte variando entre 30 mm/min e 480 mm/min e cabeça focal fixa em 0°.

As amostras foram submetidas a análises por microscopia óptica, cortadas na direção transversal à linha da microrranhura, utilizando microscópios Zeiss, passando por lixamento (SiC 240- 1200) e polimento em pasta de diamante (até 0,5 μ m). Para melhor visualizar a estrutura do aço 1020, as amostras, após tratamento metalográfico, foram submetidas a ataques químicos das microestruturas por Nital 2% (2% de ácido nítrico em metanol) [35].

Ao observar a Figura 46, nota-se que o material que ficou retido no canal é formado por material ressolidificado, com uma estrutura cristalina totalmente diferente do material base. Mas a transição entre este cordão ressolidificado e o material base não é claramente visível a esta ampliação de 500 x, para isto foi feita uma nova análise ampliada a 1000 x, conforme mostrado na Figura 47.

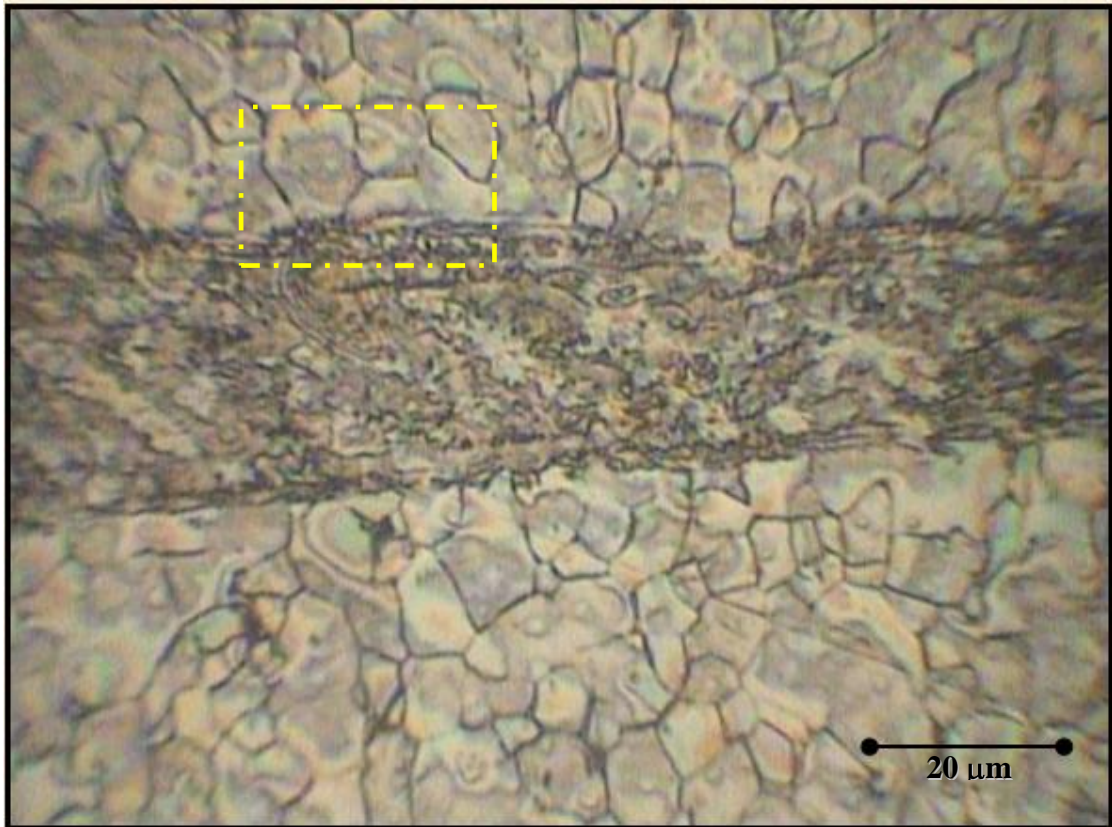


Figura 46: Microrranhura feita com o laser a fibra de itérbio pulsado, ampliada 500 x no microscópio óptico Zeiss.

Com esta nova imagem do material pode-se identificar a transição entre o cordão preenchido com material ressolidificado ponto (1) da figura, uma pequena área com dimensão da ordem de 2 μm , ao redor das microrranhuras, com visíveis modificações em sua estrutura cristalina, conforme mostra o ponto (2) da figura. Neste caso definiu-se como sendo a Zona Termicamente Afetada (ZTA), e o ponto (3) representa o material base.

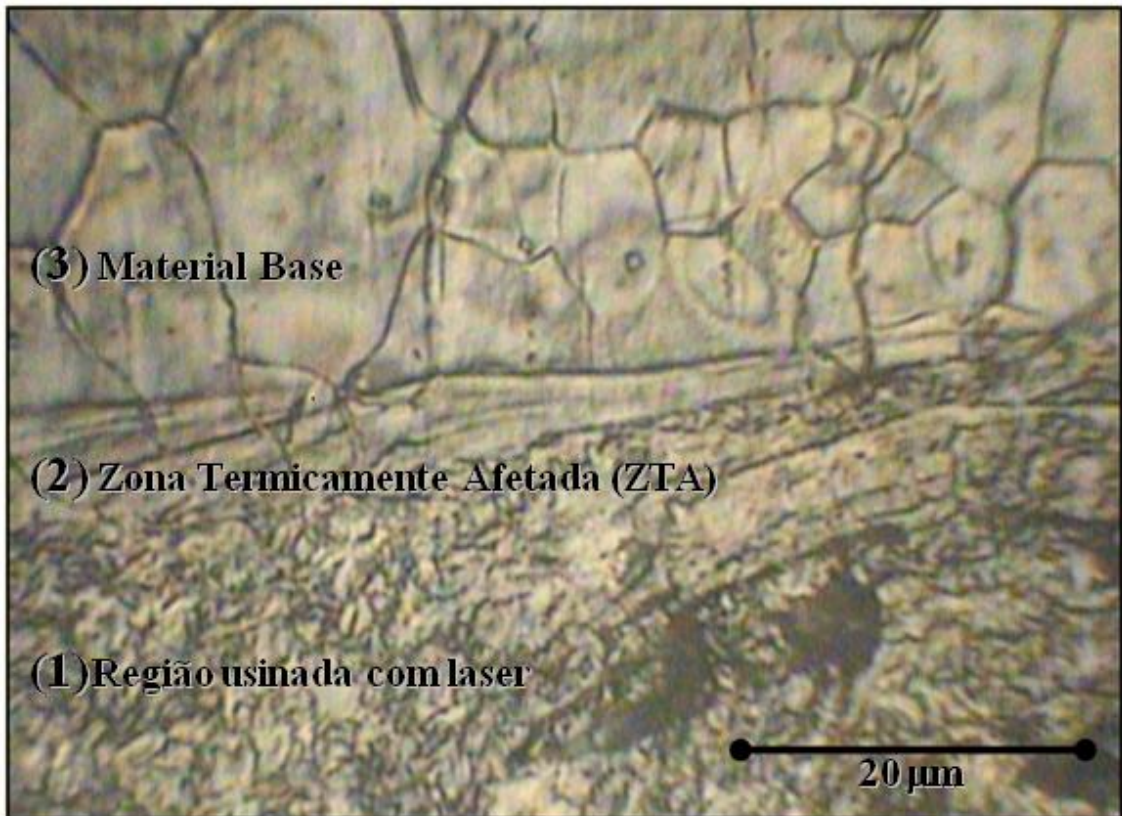


Figura 47: Microrranhura ampliada 1000 x no microscópio Zeiss, onde: (1) região fundida (2), região ZTA e (3) corresponde ao material base.

Já na Figura 48, pode-se observar a regularidade da profundidade da região microusinada ao longo de todo o cordão, sendo a região superior composta pelo material base e a região inferior pelo material ressolidificado com laser. Com essa regularidade, tem-se um melhor controle da pressão de ruptura (com menor margem de erro), diferentemente dos entalhes usinados pelo processo mecânico que chegam a apresentar variação de até 20% entre um entalhe e outro da cruz (+) dos diafragmas.

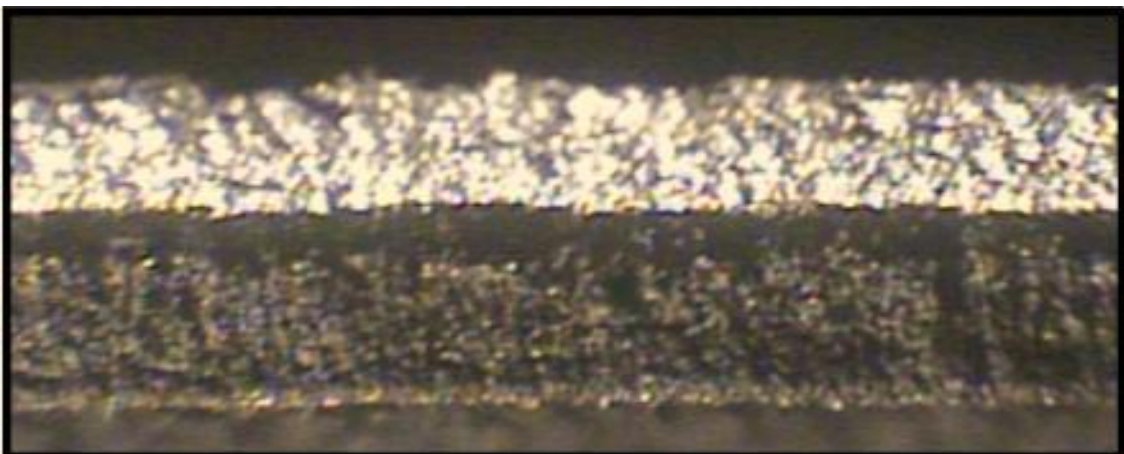


Figura 48: Vista lateral, da profundidade da região microusinada na amostra submetida ao ensaio de tração.

Definindo alguns parâmetros de processos, como distância focal de 192,7 mm e frequência de operação do laser a 20 kHz, e com o objetivo de se analisar as profundidades das microrranhuras em função dos parâmetros de processo, foram realizados testes para as 3 diferentes potências médias de laser (10, 15 e 20 W) e para velocidades de usinagem entre 30 mm/min e 480 mm/min, com passo de 30 mm/min, conforme apresentado na Figura 49.

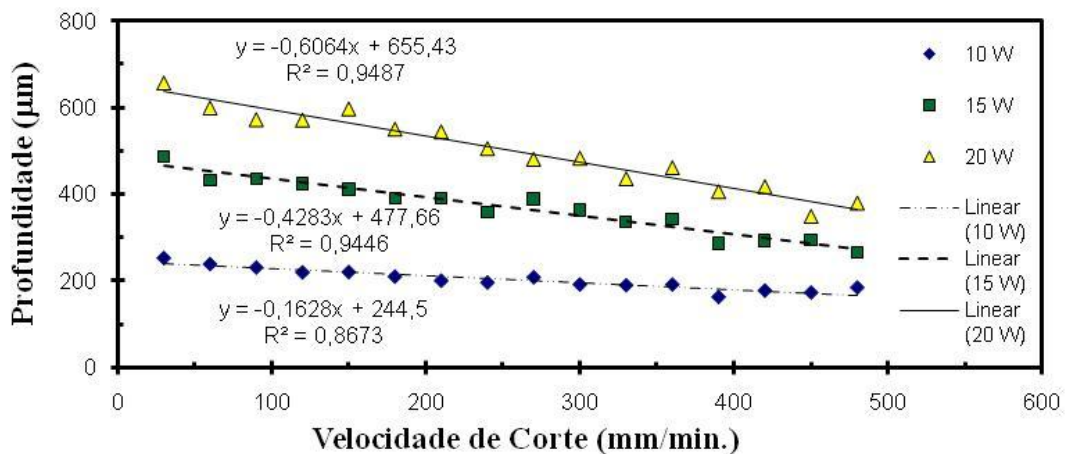


Figura 49: Teste de microusinagem para as potências de 10, 15 e 20 W em função da velocidade de corte, variando entre 30 mm/min e 480 mm/min

Para correlacionar estes resultados com o modelo desenvolvido no Capítulo 3, os resultados obtidos para a profundidade em função da velocidade são mostrados na Figura 50 em função agora do número de pulsos sobrepostos.

Conforme previsto pelo modelo mostrado na seção 3.1.1 do Capítulo 3, verificou-se uma saturação da profundidade da região microusinada, com o aumento do número de pulsos.

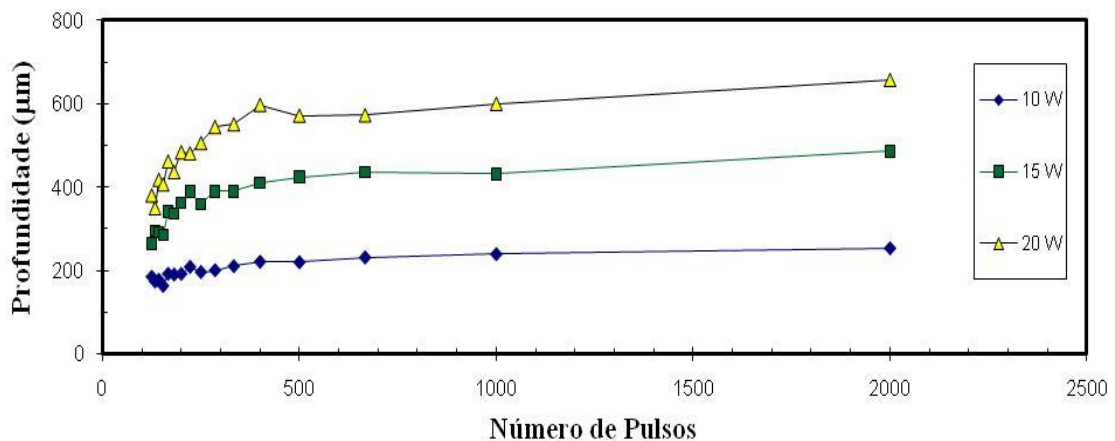


Figura 50: Saturação da profundidade por número de pulsos do laser.

Também como previsto, a profundidade limite ou máxima é proporcional a potência média do laser, e essa saturação acontece com um número menor de pulsos para as menores potências de laser.

Também se pode observar que, para a potência de 20 W, houve uma variação de aproximadamente 300 μm (da ordem de 55%) entre a maior e a menor velocidade de corte, tendo uma profundidade de 360 μm para a maior velocidade de corte, e uma profundidade de 660 μm para a menor velocidade de corte.

Como já foi visto anteriormente as cinco chapas utilizadas no projeto possuem diferenças significativas entre suas durezas, e assim foram repetidos os mesmos ensaios de variação de velocidade de usinagem para as cinco diferentes chapas: CH-1,05, CH-1,14, CH-1,5-A e CH-1,5-B, mas mantendo-se a potência média do laser fixada em 20 W. Estes resultados são mostrados na Figura 35.

Mesmo com a variação de dureza do material base chegando a aproximadamente 50% entre as chapas utilizadas no projeto, pode-se concluir pelos resultados apresentados na Figura 35, não existe uma diferença significativa entre as profundidades das microrranhuras comparando-se todas as chapas utilizadas no projeto. Isto provavelmente se deve ao fato de que as propriedades térmicas e físicas do material das diferentes chapas são principalmente definidas pelo ferro, que é elemento majoritário no aço 1020.

Os resultados obtidos mostram assim que é possível controlar precisamente a profundidade das microrranhuras com a variação da velocidade de usinagem e da potência média do laser para uma dada frequência de repetição de pulsos e diâmetro de focalização.

Como a estrutura cristalina formada dentro do cordão é bem diferente da estrutura cristalina do material base, conforme foi apresentando na Figura 46 e na Figura 47, foram realizados testes de dureza Vickers, tanto no sentido longitudinal dentro do canal, como no sentido transversal passando pelo material base, ZTA e o canal.

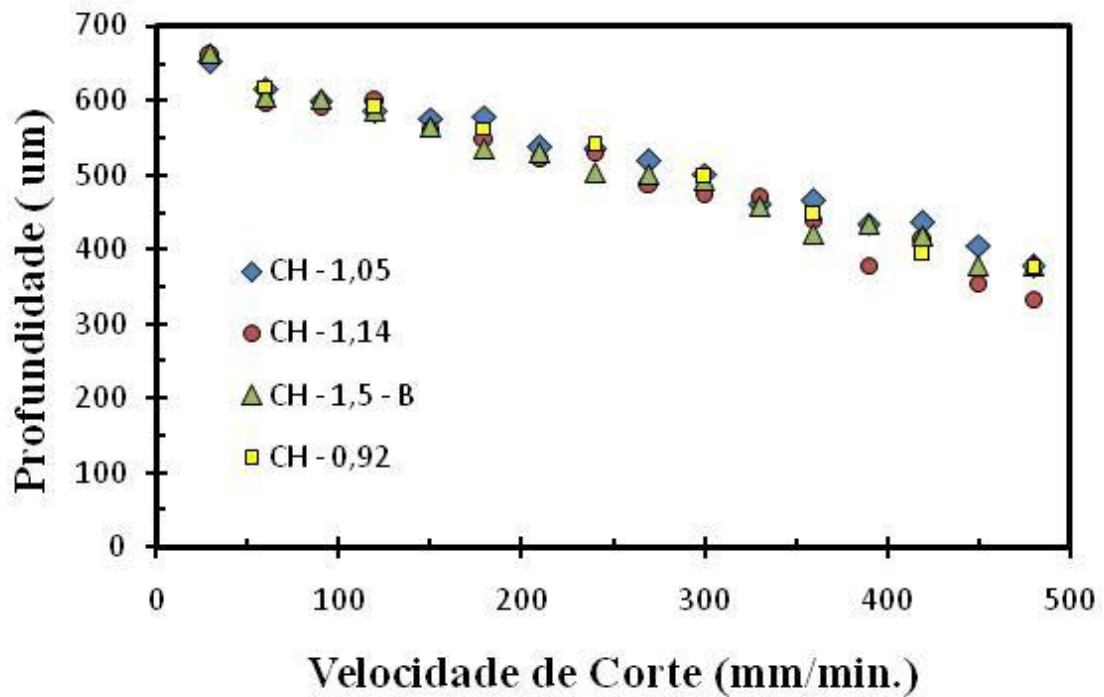


Figura 51: Profundidade das microrranhuras, para todas as chapas, em função da velocidade de corte.

5.2.1 Teste de dureza Vickers

5.2.1.1 Teste de dureza Vickers longitudinal

O teste de dureza Vickers longitudinal foi realizado, com aplicação de carga plena durante um tempo de 15 segundos, e uma carga de 10 gf pela área da *indentação*, norma NBRNM188-(05/1999) Materiais Metálicos [31].

Para o teste de dureza Vickers (HV), foram realizadas 10 medidas de forma aleatória dentro do canal usinado pelo laser, formado por material ressolidificado, conforme mostrado na Figura 52. Posteriormente os resultados foram inseridos em uma tabela, sendo feitas média, desvio-padrão e desvio absoluto. Como a espessura dos canais era da ordem de dezenas de μm , teve-se de aplicar uma carga baixa, da ordem de 10 gf.

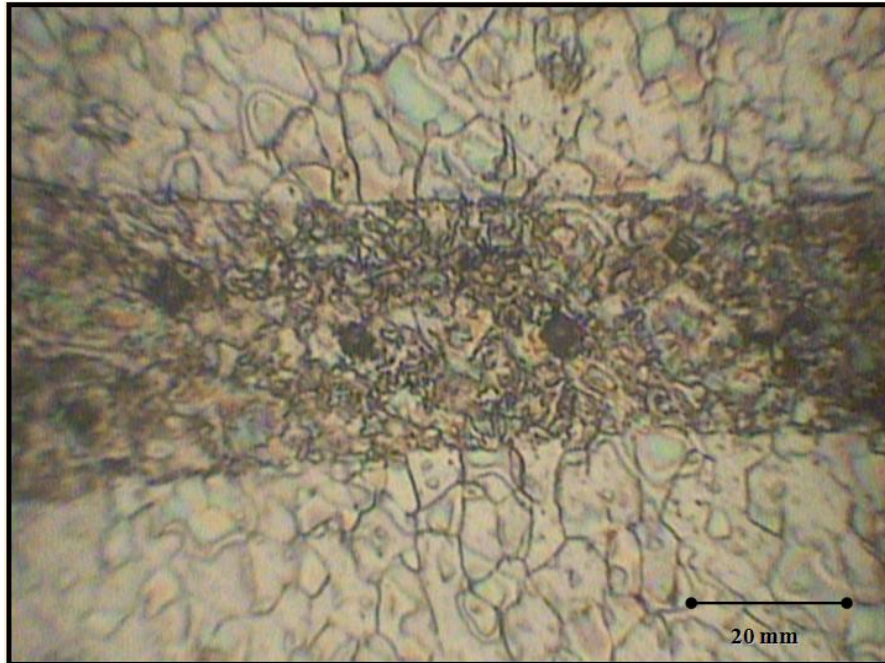


Figura 52: Teste de dureza Vickers, feito aleatoriamente dentro do canal fundido.

Como foi aplicada uma carga baixa, as medidas foram feitas de forma aleatória dentro do canal. Por este material ressolidificado não ser homogêneo, contendo microfuros e porosidades, o erro relativo do desvio padrão foi elevado. A Figura 53 traz os valores médios para os resultados de todos os testes, bem como seu desvio-padrão para cada velocidade de corte, para as potências de 15 e 20 W.

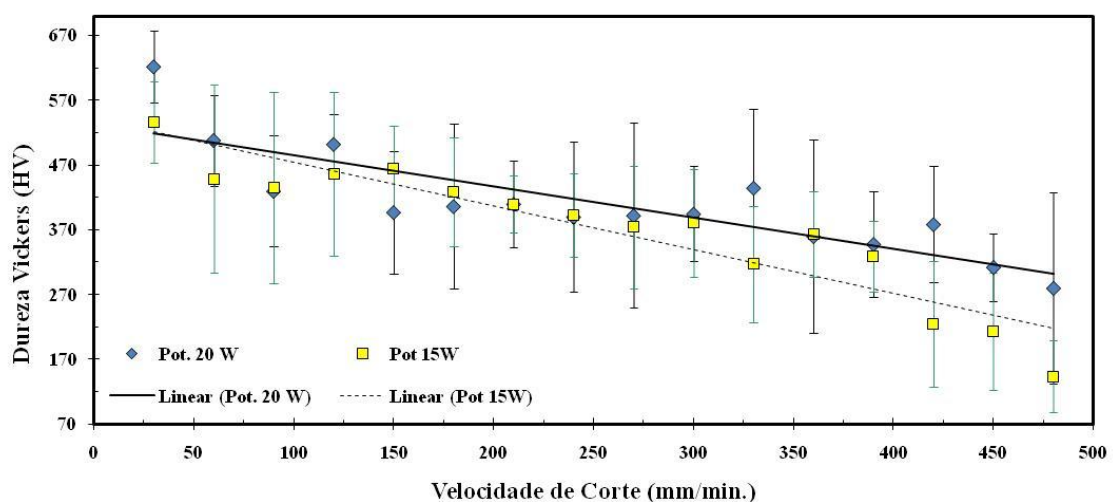


Figura 53: Ensaio de dureza Vickers dentro do canal refundido em função da velocidade de corte, para velocidades desde 30 mm/min a 480 mm/min

De modo em geral, as medidas de dureza para a potência de 20 W, foram superior do que para a potência de 15 W, comparando a mesma velocidade de microusinagem. Estas

diferenças não são significativas, pois se forem eliminadas as medidas para a velocidade de corte de 420, 450 e 480 mm/min da potência de 15 W, os demais valores praticamente não apresentaram grandes diferenças de dureza, ficando a maioria em uma região da ordem de 350 e 500 HV.

Agora, para este mesmo ensaio, se for comparada a profundidade das microrranhuras em função da dureza Vickers, pode-se observar que dada uma profundidade de microrranhura, obtida tanto pela potência de 15 W como pela de 20 W, a microrranhura confeccionada com potência de 15 W será relativamente mais dura do que a feita com 20 W, conforme mostrado na Figura 54.

Se forem considerados os parâmetros: potência do laser e velocidade de corte tem-se que para uma mesma profundidade de microrranhura obtida para as duas potências, a microrranhura confeccionada com potência de 15 W teve uma velocidade de corte relativamente menor do que para a potência de 20 W, acarretando em uma entrega de número de pulsos superior, conforme já apresentado na Figura 50.

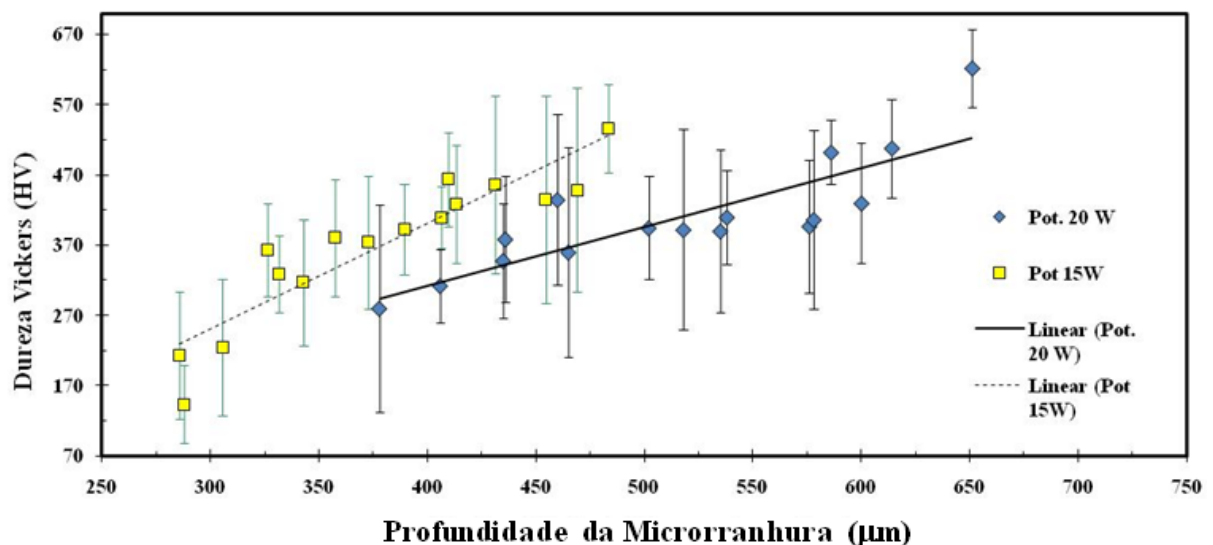


Figura 54: Dureza Vickers em função da profundidade da ranhura.

Conclui-se que, conforme a profundidade de corte vai aumentando, há uma tendência de aumento de dureza, e que está relacionada diretamente à potência do laser, e à velocidade

de corte (número de pulsos). Como discutido na próxima seção, esta diferença em dureza não afeta de forma significativa a pressão de ruptura do diafragma.

5.2.1.2 Teste de dureza Vickers transversal

O teste de dureza Vickers foi realizado, com aplicação de carga plena durante um tempo de 15 segundos, e uma carga de 25 gf pela área da *endentação*, [norma NBRNM188-(05/1999) Materiais Metálicos] [31]. Para o teste de dureza Vickers (HV) transversal, foram realizadas seis medidas para cada lado da microrranhura, iniciando no material base, passando pelo ZTA e área fundida, com um espaçamento entre cada ensaio de 28 μm , conforme mostrado na Figura 55- a.

Conforme mostrado na Figura 55– b há grande variação da dureza no decorrer de cada diagonal. Partindo do material base para o material microusinado, a dureza aumenta consideravelmente. Também pode-se observar, que temos uma região de transição entre o material base e o material fundido, que foi considerada como sendo ZTA, na qual obtivemos valores intermediários de dureza da ordem de 180 HV, conforme mostrado na Figura 47.

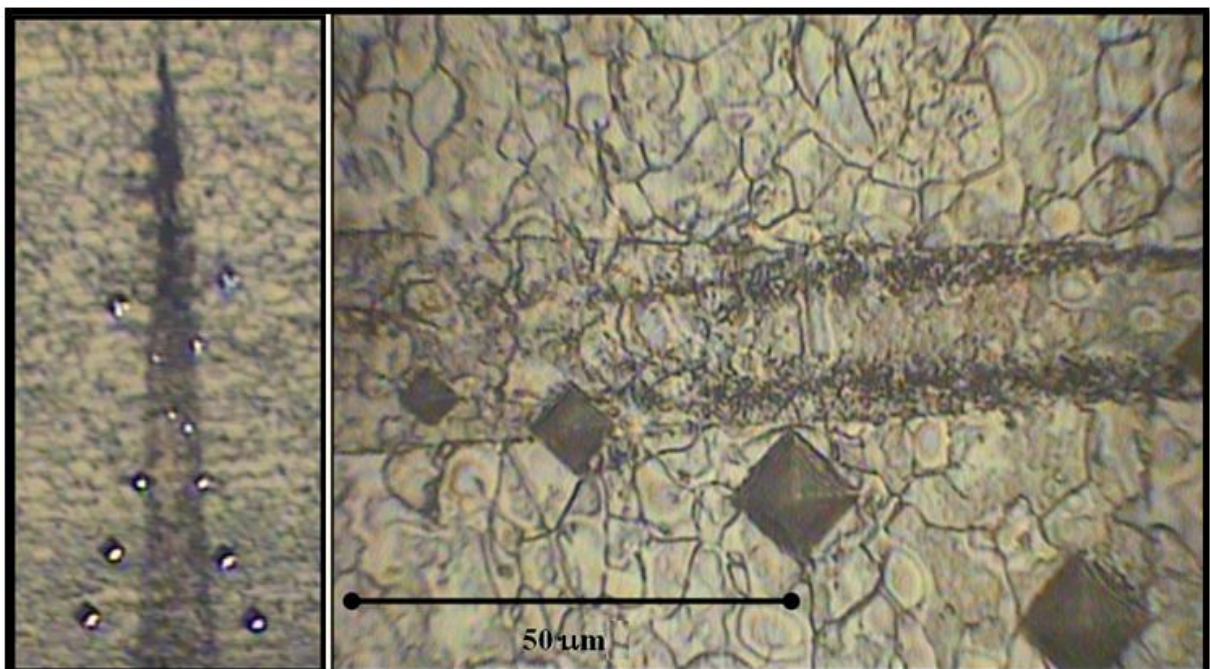


Figura 55: Demonstração na amostra dos testes de dureza Vickers transversalmente.

O teste foi repetido para várias velocidades de corte e chapas de aço 1020, a Figura 56 traz dois destes testes para chapas de aço CH-1,14 e CH-1,5-B, onde na legenda os pontos A e B representam lado esquerdo e direito da ranhura respectivamente.

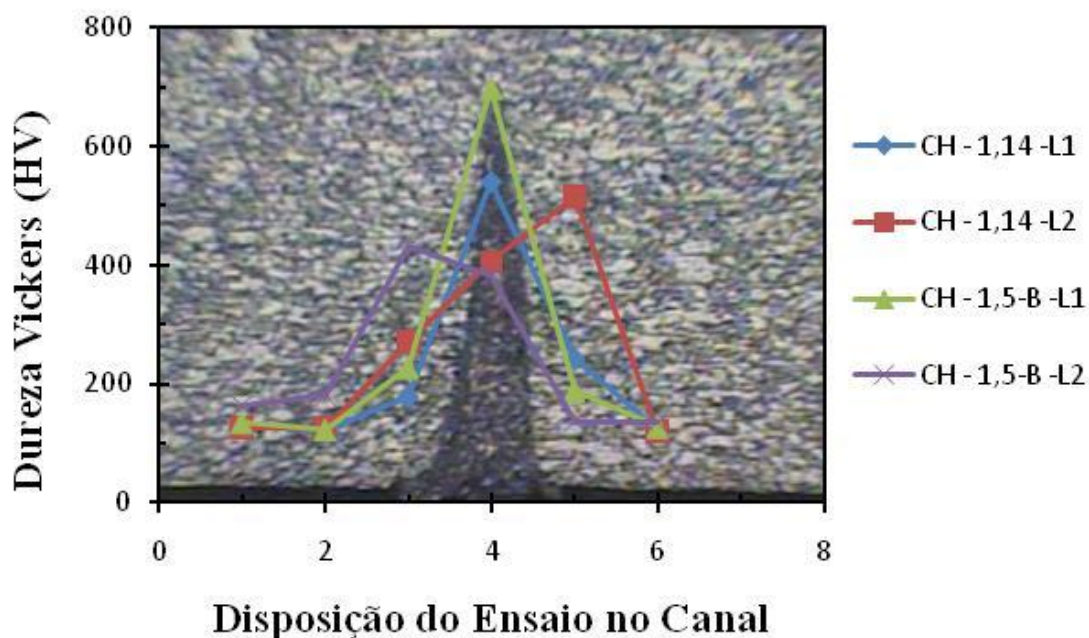


Figura 56: Ensaio de dureza Vickers realizado em X, para as chapas de aço 1020 CH-1,14 e CH-1,5-B, cruzando a ranhura.

Em todos os casos, para varias velocidades de corte, teve-se um aumento significativo da dureza entre a microrranhura e o material base, mesmo para as pequenas profundidades (com dureza da ordem de 250 HV), causando um ponto de concentração de tensão na ponta deste canal ressolidificado.

Partindo destes resultados, conclui-se que, pelo fato do material ter uma região muito frágil dentro do canal, e uma transição abrupta entre a dureza do material base e a dureza da microrranhura, isto garante um ponto de concentração de tensão na ponta do canal, como se este canal fosse um corte. Como é discutido na seção seguinte, a fratura é basicamente controlado pela profundidade da microrranhura.

6 Fratura em Diafragmas

Neste Capítulo, são descritos os resultados obtidos nos ensaios de ruptura de diafragmas que foram testados no dispositivo hidráulico acionado por pistão e no Túnel de Vento Hipersônico T1, São discutidos também neste capítulo as influências no processo de fratura dos diafragmas da dureza e sentido de laminação das chapas de aço 1020 e também a influência da geometria das microrranhuras.

6.1 Ensaio de fratura no Dispositivo de Teste Pistão

A utilização da técnica de microrranhuras confeccionadas com laser para o controle de fratura é um processo que vem se tornando cada vez mais comum. E estudos recentes mostram que, dependendo do processamento utilizado para microssinar os entalhes, eles podem ficar preenchidos (entupidos): parte por material fundido e ressolidificado rapidamente, e parte por Zona Termicamente Afetada (ZTA). Com esta importante mudança na estrutura do material, mesmo o entalhe estando preenchido, consegue-se controlar a direção da fratura [5 - 7].

Os testes de fratura dos diafragmas foram realizados primeiramente no Dispositivo de Teste Pistão. A Figura 57, traz a sequência de preparação dos diafragmas para o teste no pistão, sendo um primeiro diafragma liso (sem microrranhura) o segundo já com as microrranhuras na forma de cruz (+) e o terceiro e último deformado até a ruptura no Dispositivo de Teste Pistão. Diferentemente dos ensaios realizados em túnel, no caso do uso do dispositivo hidráulico não ocorre à abertura total das pétalas do diafragma uma vez que não há compressão do fluido (no caso, água). Como se verá mais a frente, embora não ocorra à abertura, a pressão de ruptura nos dois casos é igual, dependendo apenas das dimensões das microrranhuras.

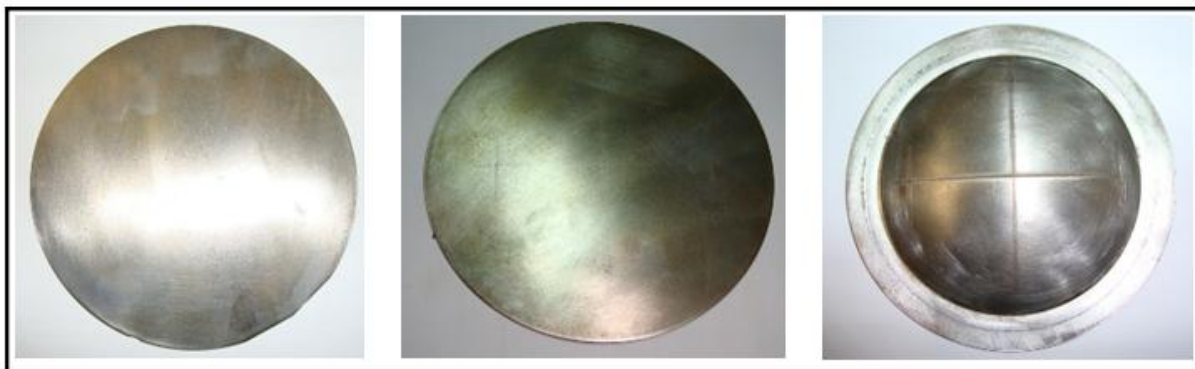


Figura 57: Sequência do processo para o teste no dispositivo de teste.

Para estudar o comportamento da pressão de ruptura dos diafragmas em um grande intervalo de profundidades de microrranhuras foram selecionados os seguintes parâmetros de processo de usinagem:

- potência de 20 W, velocidades de 30, 60, 180, 300, 390 e 480 mm/min;
- potência de 15W, velocidades de 360 e 480 mm/min;
- potência de 10 W, velocidades de 30, 90 e 240 mm/min;

Com estes parâmetros obteve-se a seguinte sequência de profundidades de microrranhuras: 660, 610, 580, 500, 430, 380, 330, 290, 260, 240 e 200 μm . Os resultados destes ensaios são apresentados na Figura 58 onde está também sinalizada a potência média do laser utilizada para se obter as profundidades indicadas no gráfico.

De acordo com o que foi discutido no Capítulo 2, esperava-se que para chapas finas, a pressão de ruptura fosse definida por uma relação linear inversa com a profundidade da microrranhura. Nota-se, entretanto, que para pequenas profundidades de microrranhuras ($< 350 \mu\text{m}$), a pressão de ruptura apresenta um comportamento não linear. O modelo descrito anteriormente na verdade é muito simplificado e não leva em conta efeito da deformação e da geometria do diafragma. Assim, é razoável supor que para grandes deformações, que ocorrem para as profundidades menores, a distribuição de tensões na região das microrranhuras seja muito mais complexa do que aquela apresentada no modelo.

Além disto, como foi visto que há um efeito significativo da laminação, e, portanto da microestrutura, é possível que haja uma concorrência dos defeitos existentes no material com o “defeito” fabricado pelo laser. Outro fato observado, é que nesta região verificou-se uma maior oscilação de pressão de ruptura, com erro superior a 10% (sendo mais do que o dobro se comparado com a região de profundidades superior a 350 μm).

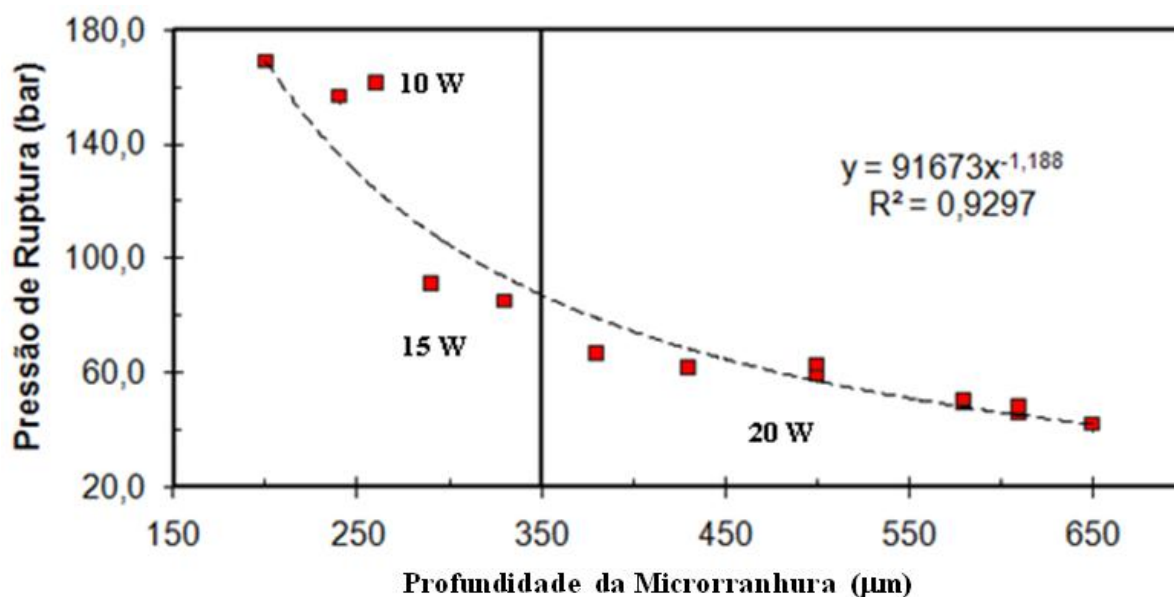


Figura 58: Pressão de ruptura em função da profundidade da microrranhura para potências de 10, 15 e 20 W.

No presente estudo um dos principais objetivos foi controlar a variação da pressão de ruptura. No entanto para as microrranhuras confeccionadas com as potências de 10 e 15 W (baixas profundidades de ranhura), não se conseguiu reproduzir com regularidade, devido aos defeitos intrínsecos que dominam o processo de fratura.

Por esta razão foi adotada a potência de 20 W como sendo parâmetro fixo de processo do laser a fibra de itérbio pulsado, para microusinagem dos diafragmas.

Partindo deste pressuposto escolheram-se quatro velocidades de corte: 60, 180, 300 e 480 mm/min, para as chapas de 0,92, 1,05, 1,14 e 1,5 mm de espessura. A partir destes valores, as amostras foram submetidas a teste de ruptura no pistão hidráulico. Os resultados destes testes são mostrados na Figura 59.

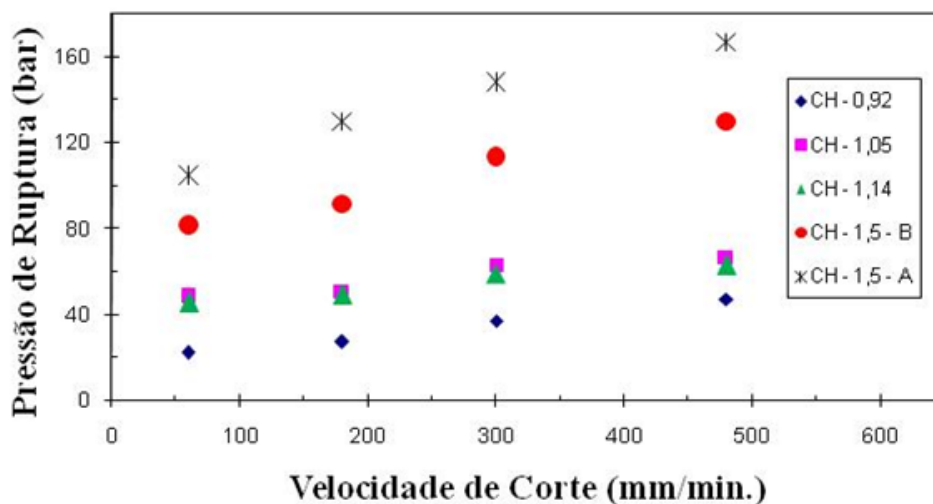


Figura 59: Pressão de ruptura, para quatro velocidades de corte, aplicada em todas as chapas de aço utilizadas no projeto.

A Figura 60 mostra os mesmos resultados para o comportamento da pressão de ruptura, mas agora em função da profundidade da microrranhura.

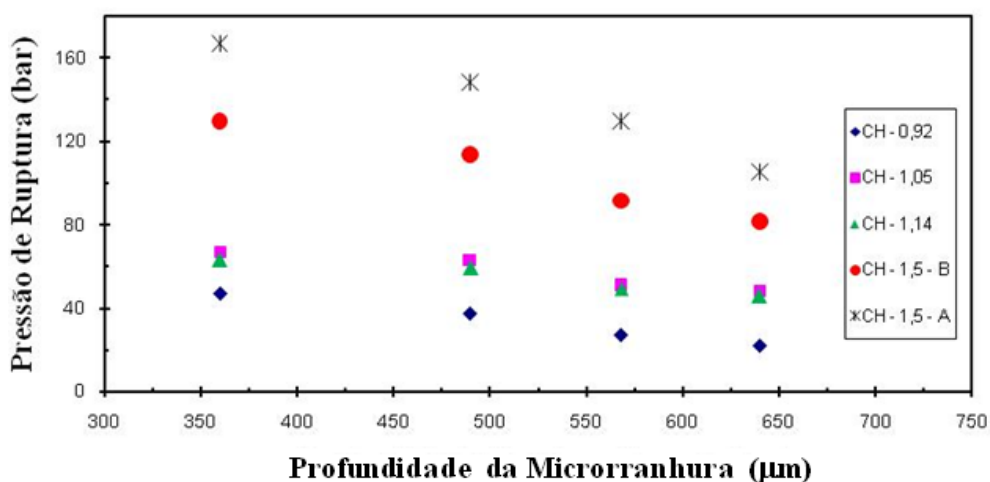


Figura 60: Pressão de ruptura para quatro profundidades da ranhura, aplicada em todas as chapas de aço utilizadas no projeto.

Observa-se um comportamento linear entre a menor e maior velocidades de corte (para todas as chapas de aço 1020), onde pode-se notar que a profundidade da ranhura e a sua diferença entre a espessura da chapa e a profundidade da ranhura (a/t) são os principais parâmetros para definir a pressão de ruptura.

6.1.1 Determinação dos parâmetros de ruptura

Seguindo o modelo de ruptura pelo limite de resistência, é possível para cada uma das chapas de aço 1020 calcular a “tensão de ruptura”, que é dada pelo coeficiente de inclinação

da reta. Também pode-se correlacionar a tensão de ruptura com a função de a/t e com isto determinar a tensão de ruptura para cada uma das chapas, eliminando assim a influência da espessura da chapa no processo de fratura.

Na Figura 61, são apresentadas as tensões de ruptura para todas as chapas de aço 1020 em função de a/t (seção 2) de acordo com a relação estabelecida na Equação (13) do Capítulo 2. Observa-se na Figura um comportamento linear da tensão de ruptura em razão da profundidade, como previsto.

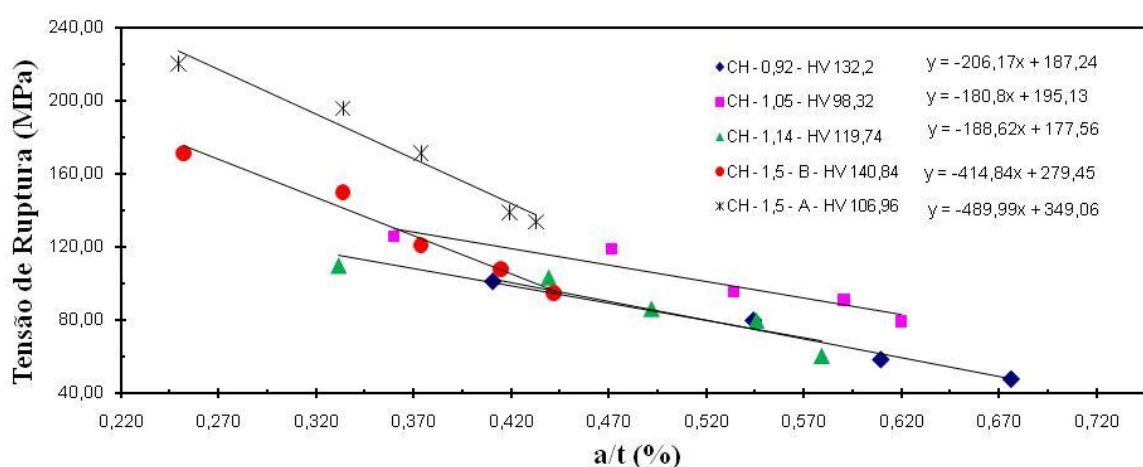


Figura 61: Curva tensão de ruptura em função de A/t , para todas as chapas de aço 1020, e respectivos valores de coeficiente da equação da reta (y).

Como esta se trabalhando “apenas” com aço 1020, a tensão de ruptura deveria ser a mesma, para materiais de mesmas propriedades. Entretanto como se pode observar que a o comportamento da tensão de ruptura ($1-a/t$) em função da razão profundidade/espessura da chapa depende é muito diferente para cada chapa.

Os resultados mostrados aqui indicam que há uma grande influência das propriedades microestruturais dos materiais, que como já foi visto, apresentam durezas diferentes, que podem ser advindas tanto de pequenas variações na composição da liga quanto do processo de laminação a que foram submetidas.

Um exemplo claro desta influência pode ser verificado na comparação da pressão de ruptura das chapas CH - 1,14 e CH - 1,05. Ambas as chapas apresentam praticamente os

mesmos valores de pressão de ruptura para iguais profundidades de microrranhuras, embora tenham diferentes espessuras.

Da mesma forma, os resultados obtidos nos ensaios com as duas chapas de igual espessura, CH – 1,5 – A e CH – 1,5 – B, apresentam valores muito diferentes para a pressão de ruptura. Como foi visto anteriormente, as chapa CH – 1,5 – A e CH – 1,5 – B tem dureza de 100 HV e 125 HV respectivamente. Via de regra, materiais com maior valor de dureza apresentam maior valor para a tensão limite de resistência e são mais dúcteis.

No ensaio de dureza Vickers, realizado na seção 4, pode-se considerar $UTS=1/3*HV$, e definir este como sendo o parâmetro de ruptura para cada uma das chapas. Este valor foi comparado com o coeficiente da reta, bem como com os dois ensaios de tração realizados para a chapa CH-1,05 e CH-1,14, conforme apresentado na Figura 61.

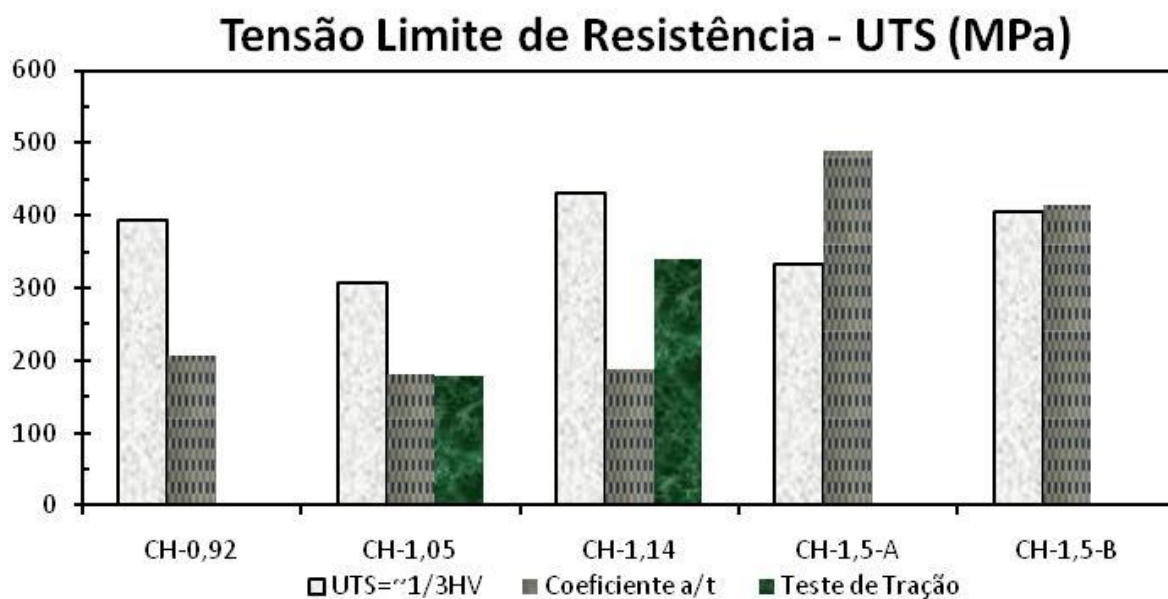


Figura 62: Tensão limite de Resistência (UTS) para três casos diferentes: dureza em HV/3, coeficiente da reta e teste de tração.

Pode-se observar que o material que se deforma mais, tem uma menor dureza e maior pressão de ruptura. Os resultados obtidos parecem indicar que os materiais mais dúcteis, tendem a ter uma tensão de ruptura mais elevada. Isso talvez se deva ao fato de que à medida que o diafragma vai deformando, o material sofre encruamento, e como consequência ocorre um aumento do limite de resistência. Entretanto, sem um estudo detalhado de todas as

propriedades mecânicas dos diversos materiais é difícil obter-se uma relação exata de dependência da pressão de ruptura com estas propriedades.

De toda a forma, e o que é relevante para este trabalho, pode-se estabelecer uma relação linear empírica das curvas de pressão de ruptura em função da profundidade da microrranhura, considerando-se como já foi explicado, apenas a região de maiores profundidades.

Com a utilização do dispositivo de testes hidráulico esta relação pode ser construída facilmente para cada material antes da aplicação dos diafragmas em ensaios nos túneis de vento supersônicos. Esta metodologia garante assim uma redução significativa nos custos destes ensaios e permite especificar a pressão de ruptura dos mesmos antes de sua aplicação.

Outro fator a ser levado em consideração é a influência do sentido de laminação, que pode alterar para um mesmo material a pressão de ruptura. A análise dessa influência é feita a seguir.

6.2 Influência do sentido de laminação para as microrranhuras

Como os resultados de pressão de rupturas dos diafragmas, estavam seguindo preferência de fratura sempre para o mesmo sentido (tendo abertura sempre na mesma ranhura da cruz (+)), foram levantadas as seguintes hipóteses:

- 1) Primeiramente, como esta abertura ocorria paralela ao sentido dos parafusos que prendiam o diafragma, teve-se que solucionar o problema dos diafragmas quadrados furados, que o fato de prender no parafuso influenciava no sentido preferencial para ruptura;
- 2) Em seguida, com os diafragmas circulares, sem influência dos parafusos, observou-se uma preferência de abertura no sentido de laminação da chapa. Para tentar estimar a influência do sentido de laminação nos diafragmas, os mesmos foram submetidos a ensaios de tração.

6.2.1 Ensaio de tração variando a profundidade de corte

As amostras foram cortadas no sentido de laminação, e contra a laminação, conforme Figura 31, e usinadas com laser, Figura 63. O corte destas amostras foi feito em prensa hidráulica 50t, sendo as mesmas, posteriormente, usinadas em torno, segundo a norma ASTM A 370 (ASTM, 1987) [15], suas dimensões são mostradas na Figura 32. O equipamento utilizado para o ensaio de tração foi uma máquina universal Instron, modelo 1125, com acionamento servo-hidráulico e célula de carga de 10t, localizada nos laboratórios do IEAv.

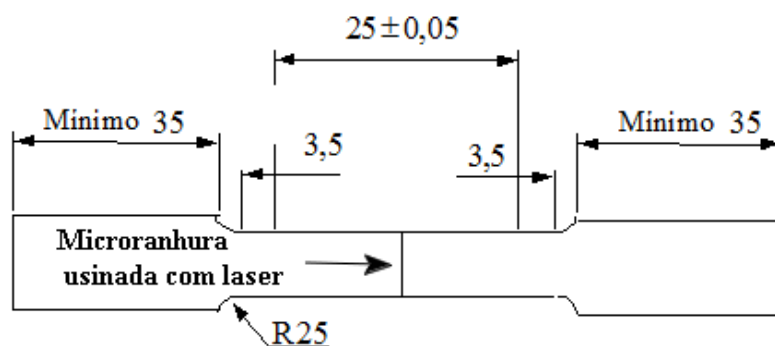


Figura 63: Corpo-de-prova usinado com laser

Para este ensaio de tração foram confeccionadas 32 amostras, da chapa de aço CH-1,14, os parâmetros e descrição de cada amostra são mostrados na Tabela 2.

Tabela 2: Distribuição das amostras para o ensaio de tração.

QTD	Descrição	Sentido	Velocidade de Corte (mm/min)	Profundidade da microrranhura (μm)
04	Amostras sem microrranhura	Laminação (0°)	NA	0
04	Amostras sem microrranhura	Contra (90°)	NA	0
04	Amostras microusinadas	Laminação (0°)	480	360
04	Amostras microusinadas	Contra (90°)	480	360
04	Amostras microusinadas	Laminação (0°)	300	490
04	Amostras microusinadas	Contra (90°)	300	490
04	Amostras microusinadas	Laminação (0°)	60	605
04	Amostras microusinadas	Contra (90°)	60	605

Na Figura 64, é apresentada a carga (kN) em função do deslocamento (mm) para amostra confeccionada com laser com velocidade de corte de 300 mm/min e profundidade da ranhura de 490 μm . Pode-se observar a influência da laminação, obtendo para o sentido de laminação deformação de 2,6 mm e contra a laminação, deformação de 3,2 mm, o que deve afetar a pressão de ruptura, conforme é analisado nos próximos tópicos.

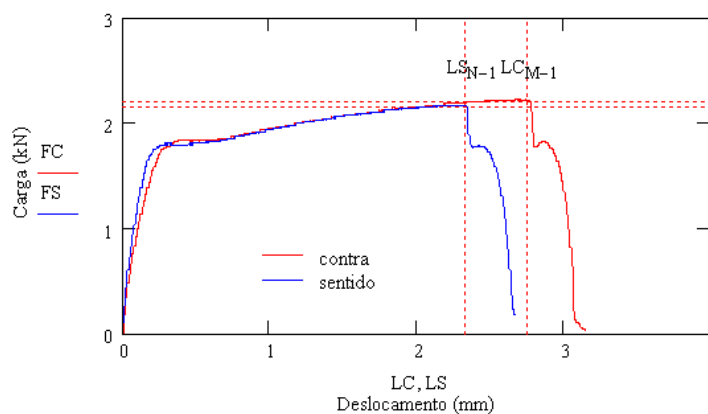


Figura 64: Comparação da carga em função do deslocamento para amostra confeccionada com laser e submetida a ensaio de tração.

Em um teste de tração, a carga aumenta até um valor máximo e então diminui antes de ocorrer à fratura. Essa redução acontece devido à deformação localizada, que causa uma redução da seção. Essa redução da seção tem efeito maior que o aumento da tensão de fluxo devido ao encruamento.

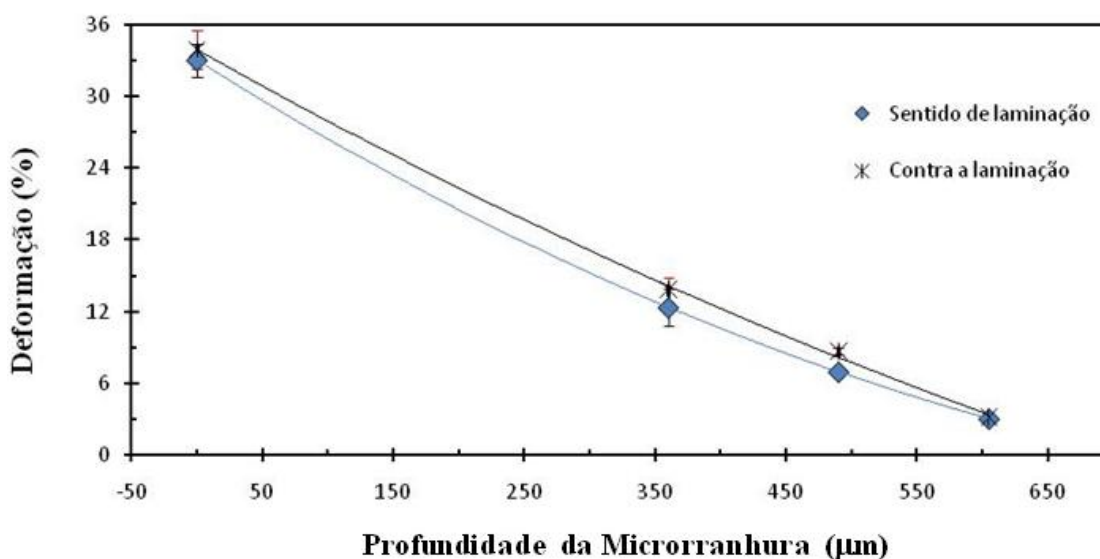


Figura 65: Deformação dos corpos-de-prova no testes de tração em função das profundidades das microrranhuras.

Como os parâmetros que pode ser obtidos neste ensaio de tração são apenas tensão aplicada e deslocamento, todas as amostras tiveram sua área medida, obtendo-se com isto a deformação da amostra, conforme é mostrado na Figura 65.

Já a Figura 66 mostra-se a Resistência Máxima à Tração, ou simplesmente Resistência à Tração, em função da profundidade das microrranhura, e para os dois sentidos de laminação. Neste teste, observou-se que a resistência à tração depende muito pouco do sentido de laminação.

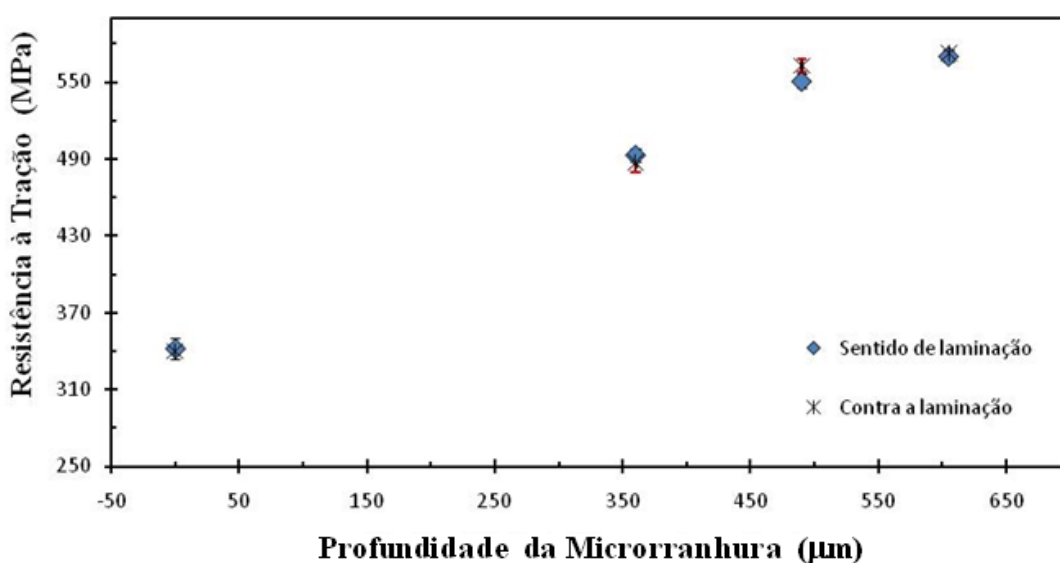


Figura 66: Resistência a tração dos corpos-de-prova no testes de tração em função das profundidades das microrranhuras.

Como os resultados de carga em função do deslocamento e os resultados de deformação apresentados anteriormente, mostraram diferença significativa entre as amostras sem laser, comparadas com as amostras com microrranhura de laser, e também para as amostra entre o sentido de laminação e contra laminação, esta comparação foi realizada em função do módulo de tenacidade (área sob a curva tensão-deformação (σ - ϵ), conforme é apresentado na Figura 67, para os corpos-de-prova sem laser e com três potências de laser.

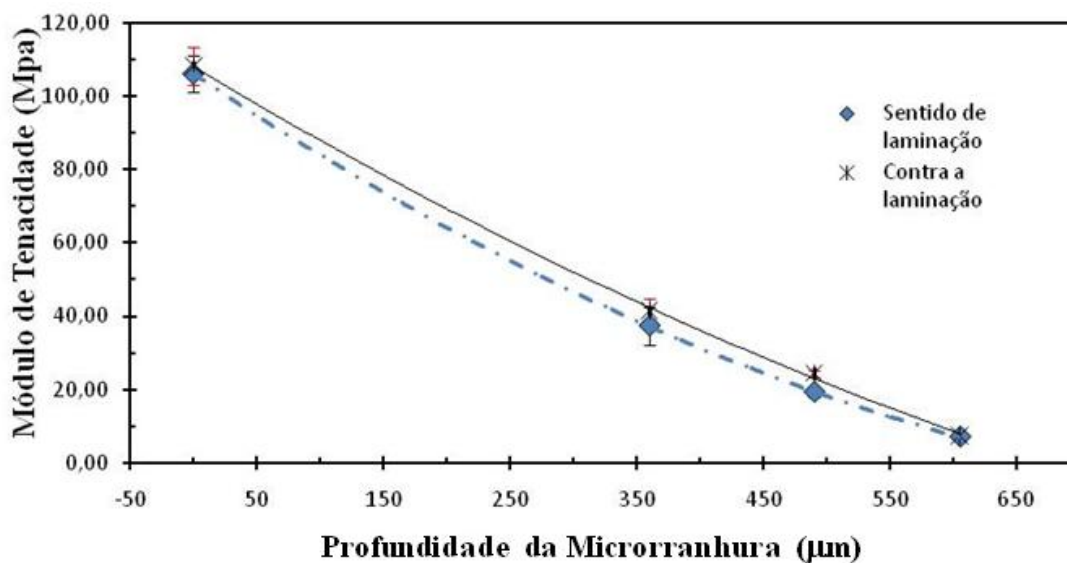


Figura 67: Módulo de Tenacidade gasta para fraturar os corpos-de-prova no testes de tração em função das profundidades das microrranhuras.

O Módulo de Tenacidade (descrito na seção 2), como se pode observar na Figura 67, passa a ser um dos principais parâmetros no controle de ruptura dos diafragmas, para medirmos as influências do sentido de laminação.

Os resultados apresentados, tanto Figura 65, como na Figura 67, mostraram que a medida que aumenta-se a profundidade do canal, a influência do sentido de laminação diminui e quando analisa-se as profundidades acima de 600 micra pode-se notar que praticamente não há diferença entre os dois sentidos de laminação, e também ocorre a abertura das pétalas do diafragma de forma homogênea e sem falhas, conforme será levantado nas próximas subseções.

As amostras com microrranhuras, submetidas ao ensaio de tração foram analisadas no microscópio ótico do IEAv. A Figura 68, traz a visão lateral (após a ruptura) para uma amostra usinada com velocidade de corte de 300 mm/min e fraturada no ensaio de tração, na qual se pode diferenciar claramente a região microusinada da região do material base. Outro dado importante, que se pode retirar desta figura é a estrição sofrida pelo material base (região não usinada que foi submetida a deformação), na qual o retângulo representa a espessura original do material antes do ensaio de tração.

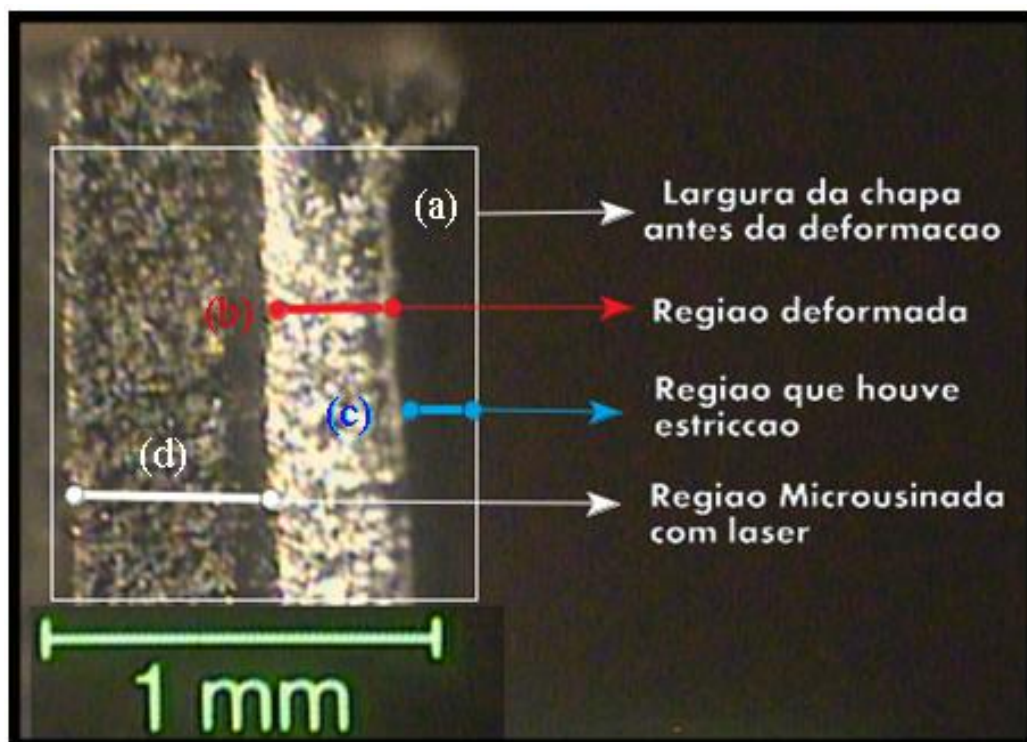


Figura 68: Vista lateral da região fraturada da amostra submetida ao ensaio de tração, visualizada com ampliação de 300 de vezes no microscópio óptico do IEAv.

Com os resultados de ensaio de dureza feito na Figura 30 para o material base da chapa de aço CH-1,05, sendo da ordem de 100 HV e com os resultados de dureza dentro do canal para esta velocidade de corte, temos uma dureza média na região microusinada da ordem de 500 HV, e observando a estrição sofrida pela amostra submetida ao ensaio de tração, conforme apresenta o ponto (c) da Figura 68, pode-se concluir que a região não usinada, por ser muito mais dúctil se deforma mais facilmente que o material fragilizado com a microrranhura.

Este resultado indica claramente que a maior dureza do material ressolidificado e retido no interior da microrranhura atua de forma a proporcionar uma concentração de tensão em torno dos limites do canal. Dessa forma pode-se dizer que a existência de material no interior da microrranhura não afeta o comportamento de fratura do diafragma, que é similar àquela observada em canais abertos. Ou seja, a fratura passa a depender apenas das dimensões da microrranhura.

6.2.2 Ensaio de ruptura utilizando o dispositivo de teste

Aproveitando o dispositivo de teste pistão, apresentado na Figura 37, os testes de tração realizados na subseção anterior foram reproduzidos para os diafragmas.

Desta forma obtêm-se valores de tensão de ruptura para os dois sentidos de laminação da chapa de aço 1020 (diafragma “a” e “b” da Figura 69) e estes podem ser comparados com os valores de ruptura de um diafragma usinado na forma de cruz (+) (diafragma “c” da Figura 69). Os testes foram realizados para a chapa CH-1,5-B, nas velocidades de corte de 30, 60, 180, 300 e 480 mm/min.



Figura 69: Teste de fratura feito no pistão com diafragmas.

Já a Figura 70 apresenta os resultados para velocidade de usinagem em função da Pressão de Ruptura, com riscos contra laminação, a favor da laminação e nos dois sentidos. Nota-se claramente que há uma influência do sentido da laminação para pressão de ruptura dos diafragmas confeccionados em chapas de aço 1020, com o maior valor de pressão obtido para o diafragma com microrranhuras usinadas no sentido da laminação.

Outro resultado a ser ressaltado na Figura 70, é que no ensaio de ruptura efetuado no pistão, em ambos os sentidos de laminação, obteve-se pressão de ruptura consideravelmente superior do que para ensaios feitos com microrranhuras na forma de cruz (+). Com isto conclui-se que as sobreposições das microrranhuras no centro do diafragma influenciaram esta menor pressão de ruptura.

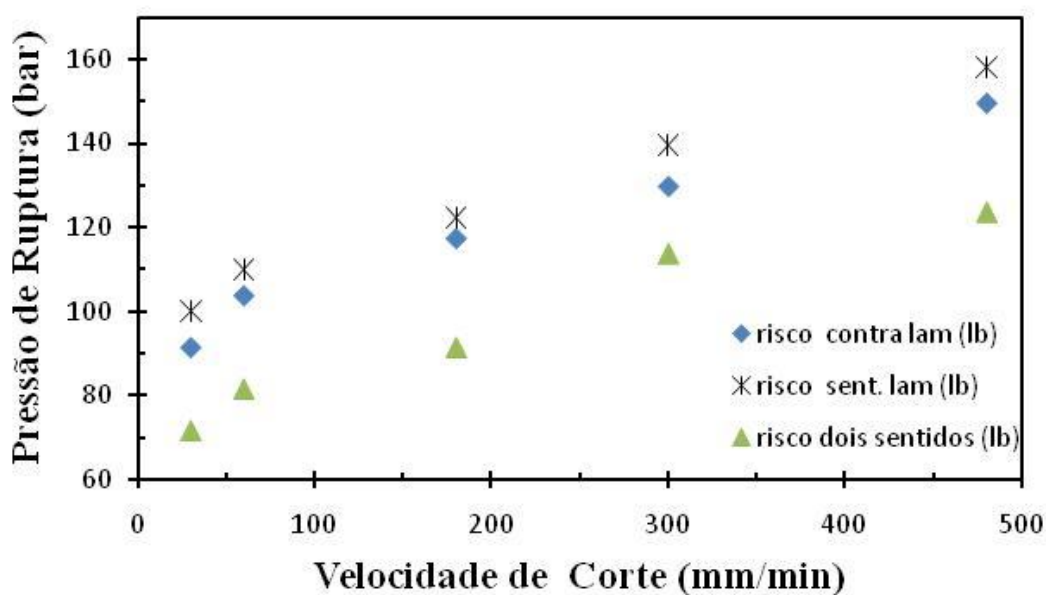


Figura 70: Velocidade de corte em função da pressão de ruptura, com riscos contra laminação, a favor da laminação e nos dois sentidos.

Como nos testes de tração convencional, o ponto de estrição da amostra se encontra normalmente localizado no centro da mesma, e com o intuito de identificar este ponto nos diafragmas, a amostra deformada foi dividida ao meio, como mostra a Figura 71, e então foram feitas medidas em 40 pontos de um lado ao outro do diafragma.

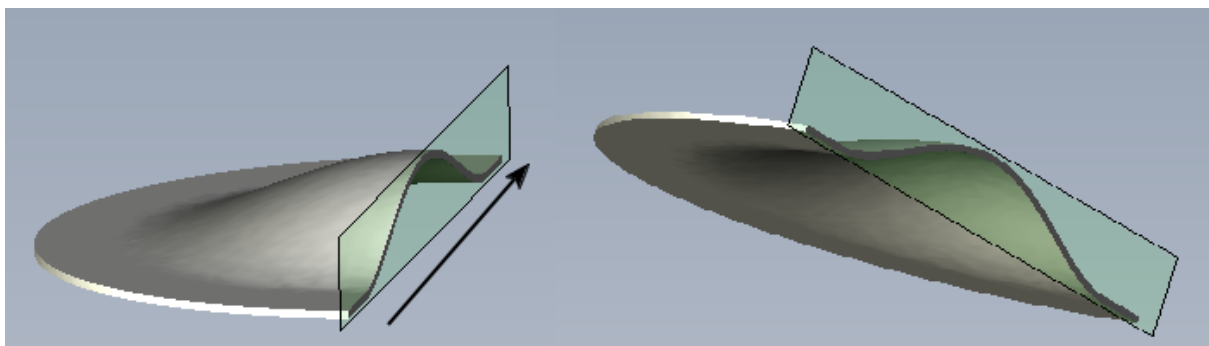


Figura 71: Representação de um diafragma deformado, cortado ao meio, desenhado em SolidWork.

A Figura 72 mostra as espessuras destes 40 pontos ao decorrer do diafragma, e partindo da esquerda para a direita, à medida que nos aproximamos do centro do diafragma a espessura vai diminuindo até chegar à menor espessura da ordem de 0,77 mm. Já à medida que se afasta em direção a outra extremidade a espessura volta a aumentar. Com estes resultados, nota-se que também para os diafragmas o “ponto de estrição” para o ensaio de ruptura é no centro do mesmo, e que neste ponto ocorrerá a fratura.

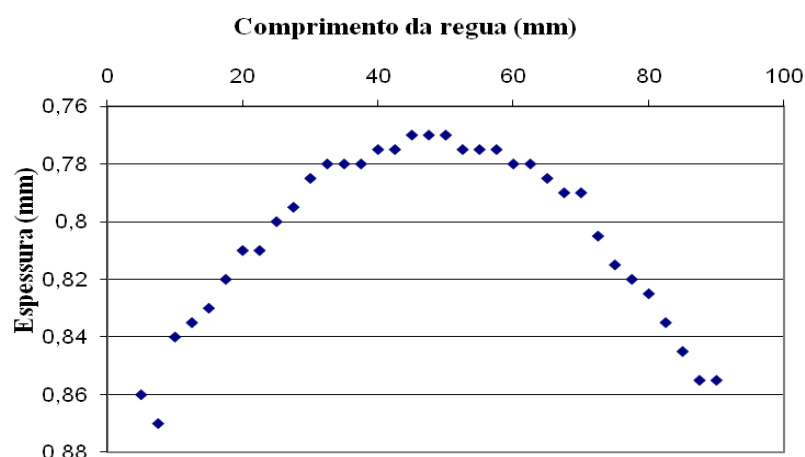


Figura 72: Variação da espessura da chapa CH-0,92 para uma calota deformada a 100 bar.

Com estes resultados, pode-se concluir que pelo fato das microrranhuras se cruzarem no centro do diafragma, gerando um ponto de concentração de tensão localizado, e também pelo fato da região central do diafragma sofrer a maior estricção (local de menor espessura quando submetido a deformação), haverá naturalmente uma redução na pressão de ruptura. Assim foram realizados testes com microrranhuras usinadas em cruz (+), mas sem haver uma sobreposição das mesmas no centro dos diafragmas, conforme mostrado na Figura 73. Estes testes, como no ensaio de ruptura mostrado anteriormente, também foram realizados na chapa CH-1,5-B.



Figura 73: Diafragma sem cruzamento das microrranhuras.

Os testes realizados apresentaram uma pressão média de ruptura de 166 bar para os diafragmas confeccionadas com as microrranhuras sem cruzamento. Agora, comparando estes

resultados com os da Figura 70, observa-se que esta pressão de ruptura é superior à maior pressão de ruptura obtido no ensaio de tração para a velocidade de 300 mm/min, conforme é mostrado na Figura 74, o que era de se esperar uma vez a tensão aplicada no diafragma diminui a partir do centro do mesmo.

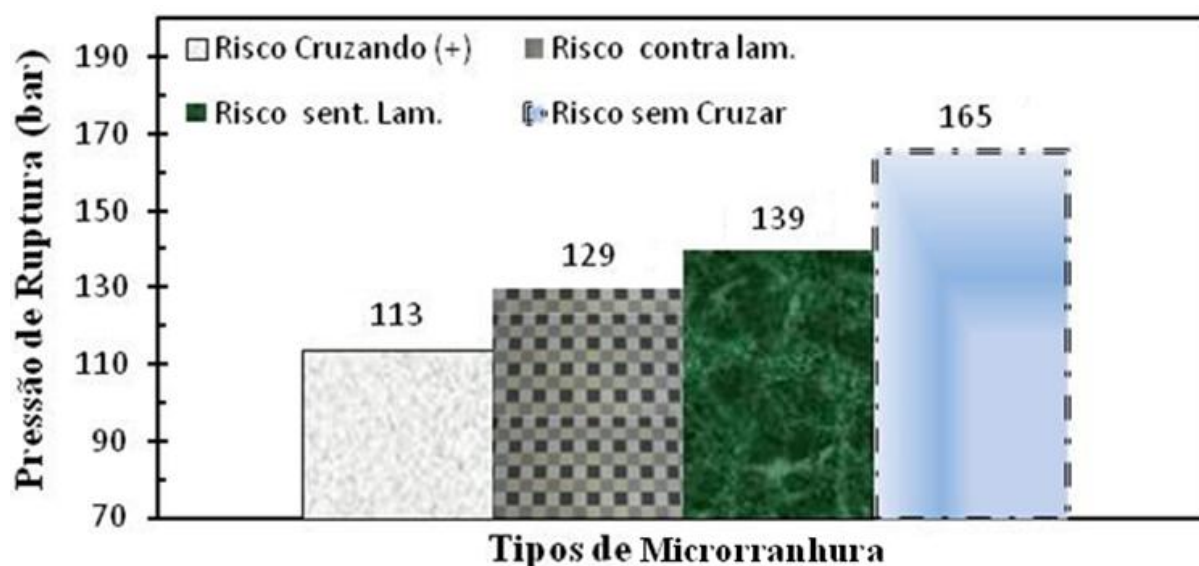


Figura 74: Comparação do ensaio sem cruzar as microrranhuras com os testes de tração feitos no pistão para velocidade de corte de 300 mm/min para chapa CH-1,5-B.

6.3 Ensaio de fratura no Túnel de Vento Hipersônico T1

Concluídos o estudo do processo de fratura em diafragmas no dispositivo de teste á pistão, foram então realizados os ensaios de ruptura de diafragmas no Túnel de Vento Hipersônico T1. A principal diferença entre os dois dispositivos é relativa ao tipo de fluido de acionamento. No dispositivo de teste com pistão, utilizou-se água, que é um fluido não compressível, o que não possibilita a abertura total do diafragma, uma vez que a pressão da câmara do dispositivo diminui imediatamente após o seu rompimento.

Com a utilização de gás, que tem uma alta taxa de compressão, ocorre uma expansão rápida que provoca a abertura do diafragma.

Independentemente dessa diferença é possível realizar uma comparação nos dois casos e verificar se os resultados obtidos anteriormente para a pressão de ruptura dos diafragmas com o dispositivo hidráulico podem ser utilizados no túnel T1.

Para esses ensaios no T1, a sequência de preparação dos diafragmas é idêntica à que foi realizada no Dispositivo de Teste Pistão, como é mostrado na Figura 75, sendo:

- preparação, limpeza e lixamento do diafragma liso (sem microrranhura);
- usinagem das microrranhuras na forma de cruz (+);
- ensaio de ruptura do diafragma com medição da pressão. Neste caso ocorre, como é mostrado na Figura a abertura das pétalas No T1, com a abertura total das quatro pétalas.



Figura 75: Sequência do processo de confecção e ensaio do diafragma para teste no Túnel de Vento Hipersônico T1.

Os ensaios no T1 foram feitos com a chapa de aço 1020 com espessura de 1,05 mm, com diafragmas fabricados com microrranhuras de profundidade variável entre 0,37 mm e 0,65 mm.

Estes testes foram repetidos pelo menos três vezes para cada uma das profundidades de microrranhura, tanto nos ensaios realizados no T1 como os que foram realizados no dispositivo hidráulico.

Os resultados da comparação da pressão de ruptura para os dois dispositivos em função da profundidade de microrranhura é mostrado na Figura 76.

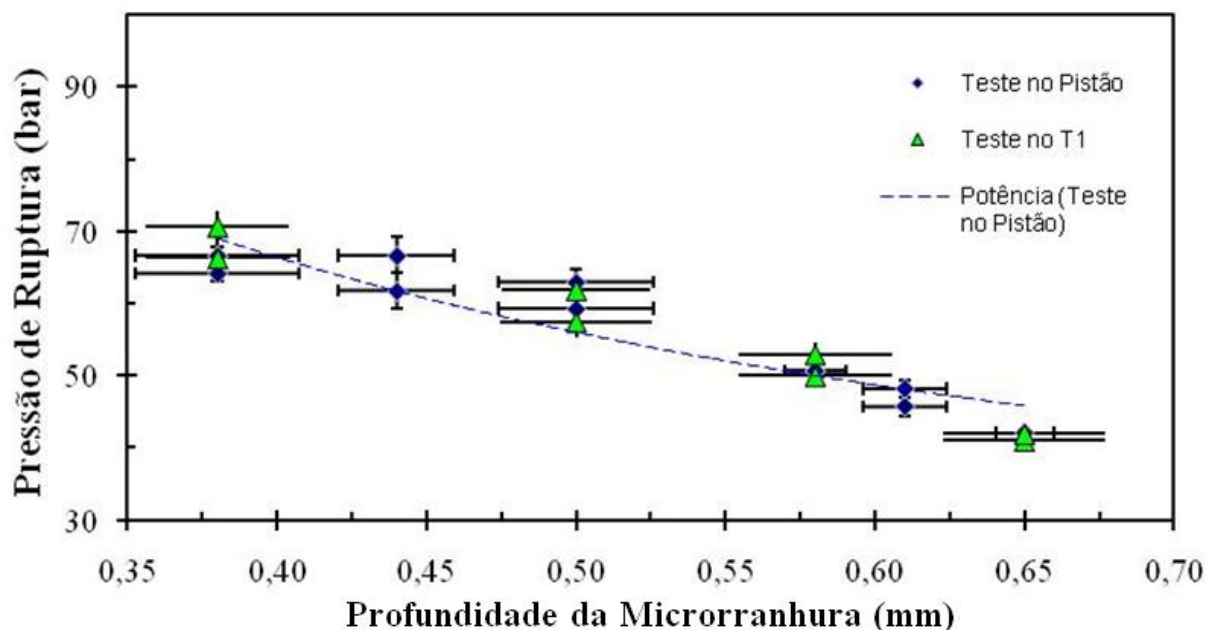


Figura 76: Pressão de ruptura no pistão e no T1 em função da profundidade de corte.

Pode-se concluir que independente dos testes no Dispositivo de Teste Pistão não abrirem as pétalas dos diafragmas, as pressões de ruptura obtidas nos dois dispositivos são equivalente para os ensaios realizados no intervalo de profundidades de microrranhuras entre $350\mu\text{m}$ e $660\mu\text{m}$.

Este é um resultado muito importante porque mostra que é possível determinar a pressão de operação do túnel através de ensaios prévios realizados em um dispositivo simples, e em um tempo muito menor do que aquele que seria necessário caso fosse efetuado no próprio túnel de vento. Além disso, o custo do ensaio no dispositivo hidráulico é muito menor, pois não utiliza gases de valor elevado (hélio).

Os problemas encontrados nos ensaios realizados no túnel T1 com os diafragmas usinados com laser foram similares aqueles observado com os diafragmas usinados mecanicamente, e se referem principalmente a abertura incompleta dos diafragmas.

Em alguns ensaios observou-se que a falta de centralização precisa do diafragma no flange do T1 provocaram a ruptura de apenas uma das microrranhuras. A falta de centralização do centro das microrranhuras leva a uma diferente distribuição de tensões entre as microrranhuras, o que explica a abertura incompleta. Esse problema pode ser resolvido

utilizando-se um gabarito de centralização que garanta que o ponto de cruzamento das microrranhuras seja coincidente com o maior ponto de deformação do diafragma.

Entretanto, o principal problema encontrado foi que, independentemente de se efetuar uma centralização correta, a partir de uma determinada pressão de ruptura (que é inversamente proporcional à profundidade da microrranhura), os diafragmas passaram a romper somente em um dos sentidos da microrranhura na forma de cruz “+”.

Como nas seções anteriores, mostrou-se que existe uma diferença no valor da pressão de ruptura para os dois sentidos de laminação, resolveu-se assim testar a influência deste fator na abertura total dos diafragmas.

Foram confeccionados diafragmas com microrranhuras posicionadas com ângulos 45° e 135° em relação ao sentido de laminação, ou seja, tanto a ranhura no eixo “X”, como a ranhura no eixo “Y”, da mesa CNC, foram usinadas em um ângulo de aproximadamente 45° relativo ao sentido de laminação. Nesta condição obteve-se uma abertura total das pétalas.

Pode-se observar também que para as profundidades de microrranhura superiores a $550\ \mu\text{m}$, o sentido de laminação tem uma menor influência e em praticamente todos os testes realizados com profundidades de microrranhuras acima deste valor, sempre ocorreu uma abertura total das pétalas.

Pode-se concluir destes resultados que é possível controlar precisamente a pressão de ruptura do diafragma no túnel e com uma abertura total das pétalas deslocando-se o sentido das microrranhuras em 45° em relação ao sentido da laminação e também aumentado-se a sua profundidade.

Dessa forma para um dado valor de pressão de operação que se queira utilizar no túnel é sempre preferível optar-se por uma espessura de chapa adequada na qual se obtenha aquele valor de pressão com a maior profundidade possível.

7 Conclusão e Sugestões de Trabalhos Futuros

Este trabalho teve como objetivo principal desenvolver uma nova técnica de fabricação de diafragmas de ruptura de túneis de vento supersônico utilizando um laser a fibra pulsado. Embora a tecnologia de usinagem a laser já tenha sido utilizada no controle de fratura de componentes mecânicos, este é o primeiro trabalho em que esta tecnologia foi aplicada no controle da ruptura de diafragmas de túneis de vento supersônico.

Antes do desenvolvimento descrito neste trabalho, os diafragmas dos túneis de vento supersônico foram fabricados utilizando um processo de usinagem mecânica das microrranhuras. Este processo apresenta um sério problema de desgaste natural da ferramenta de corte que dificulta à manutenção e reprodução das dimensões das microrranhuras, e conseqüentemente a perda de controle da pressão de ruptura do túnel de vento supersônico.

Esse problema não ocorre com o processo de microusinagem a laser desenvolvido neste trabalho onde se demonstrou a possibilidade de manter as dimensões das microrranhuras com erro menor do que 5% em toda a sua extensão. Foi possível também correlacionar os parâmetros de processo de microusinagem, velocidade e potência de laser, com a profundidade das microrranhuras, o que permitiu o seu controle no intervalo entre 0,3 mm e 0,7 mm com precisão menor do que 0,005 mm. Com esse desenvolvimento é possível agora controlar e determinar precisamente a pressão de operação do túnel de vento supersônico T1 do IEAv no intervalo de pressão entre 30 bar e 120 bar.

Uma outra vantagem do processo de usinagem a laser se refere ao tempo de fabricação dos diafragmas: enquanto no método anterior são fabricadas 10 unidades por hora, com o processo desenvolvido neste trabalho demonstrou-se ser possível fabricar a mesma quantidade em apenas 10 minutos.

Os testes de ruptura dos diafragmas de aço foram efetuados neste trabalho em um dispositivo hidráulico acionado por pistão projetado e construído no IEAv. Demonstrou-se que os ensaios de ruptura dos diafragmas realizados com o dispositivo hidráulico e no túnel T1 forneceram os mesmos valores de pressão de ruptura. Com este resultado é possível agora realizar uma grande quantidade de ensaios de ruptura de diafragmas com um custo e tempo muito menores do que os que seriam necessários se os mesmos ensaios tivessem que ser conduzidos no túnel de vento hipersônico. Estabeleceu-se assim uma metodologia simples, rápida e de baixo custo para qualificar os diafragmas, estudar novos materiais e determinar os seus parâmetros de operação.

Em função da facilidade de realização de ensaios no dispositivo hidráulico foi também conduzido neste trabalho um amplo estudo do processo de fratura. Este estudo mostrou que pequenas variações na composição da liga do material ou de sua microestrutura influenciam de forma significativa a pressão de ruptura do diafragma.

Também se demonstrou com este estudo a influência do sentido de laminação na ruptura dos diafragmas. A pressão de ruptura foi sempre mais elevada para as microrranhuras usinadas no sentido de laminação e conseguiu-se assim explicar a abertura preferencial dos diafragmas nas microrranhuras usinadas em sentido contrário ao da laminação da chapa. Esse problema foi solucionado neste trabalho com a usinagem das microrranhuras deslocadas em 45° do sentido de laminação.

Embora não se tenha conseguido estabelecer uma relação clara entre as propriedades do material, como, por exemplo, a dureza que foi medida para todas as chapas utilizadas no ensaio, a utilização do dispositivo hidráulico possibilitou estabelecer de forma simples uma relação entre a profundidade das microrranhuras e a pressão de ruptura para cada material.

Com a conclusão deste trabalho tem-se agora uma ferramenta eficiente para a fabricação de diafragmas e um dispositivo simples para testes de ruptura que permitirão uma melhor eficiência e controle nos ensaios conduzidos nos túneis de vento hipersônico do IEAv.

Essa ferramenta poderá ser utilizada em trabalhos futuros para a confecção de diafragmas em diferentes materiais, como o aço inox ou outros materiais que apresentam maiores problemas para a usinagem convencional devido ao maior desgaste de ferramenta de corte.

Pela facilidade de automação e controle dos parâmetros do processo de microusinagem com laser pode-se também projetar diafragmas com microrranhuras com profundidade variável ao longo do diafragma ou com geometrias mais complexas e que poderiam em princípio reduzir o seu tempo de abertura.

Referências

- [1] MINUCCI, M. A. S. **An experimental investigation of a 2-D scramjet inlet at flow Mach numbers of 8 to 25 and stagnation temperatures of 800 to 4,100 K.** 1991. 339f. Tese (Doctored) – Rensselaer Polytechnic Institute, Troy, New York, USA.
- [2] DAMIÃO, A. A. **Investigação Experimental Preliminar do Processo de Compressão Supersônica Aplicável a Máquinas de Fluxo.** 208. 102f. Monografia de conclusão do curso de Engenharia Mecânica – Universidade de Brasília, Brasília.
- [3] OLIVEIRA, A. C. **Investigação experimental da adição de energia por laser em escoamento hipersônico de baixa densidade.** 2008. 200f. Tese de Doutorado – Instituto Nacional de Pesquisa Espaciais – (INPE-15383-TDI/1402), São José dos Campos.
- [4] WWW, **EAH-E Subdivisão de Hipersônica Experimental.** Disponível em: http://www.ieav.cta.br/eah/subdivisoes_eah.php acessado no dia 08/08/2010.
- [5] RIVA, R.; LIMA, M. S. F.; RODRIGUES, N. A. S. **Cardoso, J.C.M. Using an Ytterbium fiber laser to fracture splitting of compacted graphite iron bearing caps,** Proceedings of the Fourth International WLT-Conference on Lasers in Manufacturing 2007, Munich.
- [6] GU, Z.; YANG, S.; KU, Y.; ZHAO, S.; DAI, X. **Fracture splitting technology of automobile engine connecting Rod;** X. Daí - Center for Laser Rapid Forming, Department of Mechanical Engineering, Tsinghua University, Beijing, P.R. China
- [7]ZHANG, D.; HARRIS, S. J.; MCCARTNEY, D. G.; PASHBY, I. R.; POWELL, J.; SHIPWAY, P.H.; VOISEY, K. T. **The Effect of Laser Transformation Notching on the Controlled Fracture of a High Carbon (C70S6) Steel,** Materials Science & Engineering A (2007), doi:10.1016/j.msea2007.12.040.
- [8] CALLISTER JR., W. D. **Materials Science and Engineering na Introduction,** 6rd ed. John Wiley & Sons, Inc., 2003.
- [9] PADILHA, A. F. **Materiais de Engenharia - Microestrutura e Propriedades,** 1st ed. editora Hemus AS, 2000.
- [10] SHACKELFORD, J. F. **Introduction to Materials Science for Engineers.** 5rd ed. University of California, Davis, 2000.
- [11] OTUBO, J. **Introdução à Ciência e Engenharia dos Materiais,** manuscrito e tradução do livro: Introduction to Materials Science for Engineers [10] utilizado nas disciplinas MTM 15 e MT 101, 2006.
- [12] CHAVES C. E. **Fadiga e Mecânica da Fratura I,** notas de aula da disciplina AE-236 do Instituto Tecnológico de Aeronáutica, 2007.
- [13] Roylance, D. **Mechanics of Materials,** 1st ed. Wiley Inc.1995. 336p.
- [14] NETO, C. M., **Materiais e Princípios da Análise de Falhas em Estruturas,** notas de aula do Curso de Mestrado Profissional em Segurança de Aviação e Aeronavegabilidade Continuada no ITA, 2010.
- [15] FORTES, C. **Mecânica da Fratura,** apostila ESAB, 2003. Disponível em: <http://www.esab.com.br/br/por/Instrucao/biblioteca/upload/ApostilaMecanicaFratura.pdf>, acessado no dia 10/03/2010.
- [16] WWW, **Resource Center – NDT material.** Disponível em: www.ndt-ed.org/EducationResources/CommunityCollege/Materials/Mechanical/FractureToughness.htm, acessado em 08/08/10.
- [17] WWW. <http://school.mech.uwa.edu.au/~dwright/DANotes/pressVessels/shells/shells.html#top>, acessado no dia 20/01/2010.

- [18] ASIBU Jr., E. K. **Principles of Laser Materials Processing**. 1st ed. A John Wiley & Sons, Inc., Publication, USA, 2009.
- [19] STEEN W. M. **Laser Material Processing**. 3rd ed. New York: Springer-Verlag, 2008. 347p.
- [20] SIMÕES, J. G. A. B. **Estruturação a Laser em Superfícies Internas Cilíndricas Metálicas**. 2009. 128f. Tese (Mestrado em Física e Química dos Materiais Aeroespaciais) – Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos.
- [21] READY, J. F. **LIA Handbook of Laser Materials Processing**. Laser Institute of America. 1st ed., Magnolia, Publishing, Inc. 2001
- [22] **CRC Handbook of Chemistry and Physics**. 76rd ed. CRC Press, 1995. 12-132p.
- [23] DULEY, W. W. **CO² Lasers: Effects and Applications**. Academic Press, Ontario, 1976.
- [24] YILBAS B.S. **Effect of focus setting on laser hole drilling quality - Lasers in Engineering**. 6rd ed. 1997. 203p.
- [25] KUDESIA, S. S. et all. **Melt ejection during laser drilling of metals**. Materials Science and Engineering. **A356**. 2003. 414p.
- [26] OLIVEIRA, A. C. **Microssoldagem em chapas finas utilizando um laser de Cu-HBr**. 2006. 111f. Tese (Mestrado em Física) – Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos.
- [27] BORGES, M. M. **Estudo Experimental do Lançador Hipersônico de Massa**. 2009. 90f. Dissertação de mestrado – Instituto Nacional de Pesquisa Espaciais – (INPE-0000 -TDI/00), Cachoeira Paulista.
- [28] SANTOS, A. M. **A Pesquisa e Desenvolvimento em Hipersônica no IEAv**, Revista Brasileira de Aplicações de Vácuo, v. 27, n. 1, 5-10, 2008.
- [29] SHI, H. H.; WANG, X. L. **Hydrodynamic shock tube for quick transportation of spray with large flow rate**. *Experiments in Fluids*. v. 32, p. 280-282. 2002.
- [30] WWW. **Metalmundi.com**. Disponível em: <http://www.metalmundi.com/si/site/1107>, acessado no dia 11/07/2010
- [31] WWW: http://java.cimm.com.br/cimm/construtordepaginas/htm/3_24_7429.htm acessado do dia 14/05/2010.
- [32] BRAGA JÚNIOR, F. S. **Avaliação da Estampabilidade do Aço Livre de Intersticial Obtido através do Recozimento Contínuo e em Caixa**. 2002. 120f. Dissertação de mestrado – PUC Minas, Belo Horizonte.
- [33] KANCHARLA, V. **Fiber Laser for Industrial cutting Applications**, Proceedings of the 23rd International Congress on Application of Lasers and Electro-Optics, 2004.
- [34] REAM, S. L. **Laser Welding Efficiency and Cost: CO₂, YAG, Fiber, and Disc**. Proceedings of the 23rd International Congress on Application of Lasers and Electro-Optics, 2004.
- [35] LIMA, M. S. F.; GOLDENSTEIN, H. **Desenvolvimento Microestrutural de Ferro Fundido Branco e Branco e Vermicular com Tratamento de Superfície por Laser**. Congresso Nacional de Soldagem, CONSOLDA, Rio de Janeiro – Rio de Janeiro – Brasil, 13 – 16 de Setembro de 2004.

FOLHA DE REGISTRO DO DOCUMENTO

^{1.} CLASSIFICAÇÃO/TIPO <p style="text-align: center;">DM</p>	^{2.} DATA <p style="text-align: center;">16 de setembro de 2010</p>	^{3.} REGISTRO N° <p style="text-align: center;">DCTA/ITA/DM-055/2010</p>	^{4.} N° DE PÁGINAS <p style="text-align: center;">121</p>			
^{5.} TÍTULO E SUBTÍTULO: Estudo experimental de fratura em diafragmas metálicos de túneis de vento hipersônicos usinados com laser a fibra pulsado						
^{6.} AUTOR(ES): Samoel Mirachi						
^{7.} INSTITUIÇÃO(ÕES)/ÓRGÃO(S) INTERNO(S)/DIVISÃO(ÕES): Instituto Tecnológico de Aeronáutica - ITA						
^{8.} PALAVRAS-CHAVE SUGERIDAS PELO AUTOR: Fratura em diafragma, laser a fibra pulsado e túnel de vento hipersônico						
^{9.} PALAVRAS-CHAVE RESULTANTES DE INDEXAÇÃO: Fraturas (materiais); Microusinagem; Lasers pulsados; Laser a Fibra; Estruturas metálicas; Túneis de vento hipersônicos; Escoamento hipersônico; Aerodinâmica; Engenharia aeroespacial; Engenharia de materiais.						
^{10.} APRESENTAÇÃO: <table style="width: 100%; border: none;"> <tr> <td style="width: 60%;"></td> <td style="width: 20%; text-align: center;">X Nacional</td> <td style="width: 20%; text-align: center;">Internacional</td> </tr> </table> ITA, São José dos Campos. Curso de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Aeronáutica e Mecânica. Área de Física e Química dos Materiais Aeroespaciais. Orientador: Rudimar Riva. Defesa em 27/08/2010. Publicada em 2010.					X Nacional	Internacional
	X Nacional	Internacional				
^{11.} RESUMO: Túneis de vento hipersônico são ferramentas fundamentais para o estudo da dinâmica dos gases e possibilitam testes de comportamento aerodinâmico de protótipos em regime de escoamento hipersônico. O túnel hipersônico é formado por três componentes principais: tubo de choque, tubeira de expansão e seção de testes. O tubo de choque é constituído de uma seção de alta pressão (<i>Driver</i>) e outra de baixa pressão (<i>Driven</i>) separadas por um diafragma de ruptura metálico que atua como uma válvula de abertura rápida conectando ambas as seções. A pressão de ruptura do diafragma determina a velocidade de escoamento do gás na seção de baixa pressão e que pode variar desde Mach 6 até Mach 25 no túnel de vento hipersônico instalado no IEAv. Usualmente, o controle da pressão de ruptura é obtido usinando-se microrranhuras em forma de cruz na superfície do diafragma metálico que permitem direcionar a fratura do diafragma promovendo sua abertura total sem perda de material. A usinagem mecânica das microrranhuras é um processo lento e que, com o desgaste natural da ferramenta de corte, apresenta sérios problemas de manutenção das dimensões das microrranhuras o que afeta significativamente o valor da pressão de operação do túnel. Como forma de solucionar este problema é proposta e desenvolvida neste trabalho uma nova técnica de fabricação de microrranhuras em diafragmas metálicos utilizando-se um laser pulsado de baixa potência média e com alta taxa de repetição de pulsos. O processo de usinagem a laser permite a obtenção de microrranhuras com dimensões reprodutíveis e controláveis com precisão inferior a 0,1 mm, o que favorece o controle preciso da pressão de ruptura do túnel de vento. A gravação das microrranhuras foi efetuada em chapas finas de aço AISI 1020 utilizando um laser a fibra de itérbio pulsado com uma potência média de 20 W, largura de pulso de 150 ns e taxa de repetição de 20 kHz. Com este laser foram obtidas microrranhuras com larguras inferiores a 0,05 mm e profundidade precisamente controlada entre 0,3 mm e 0,7 mm com a variação da velocidade de usinagem de uma mesa XYZ CNC no intervalo de 30 mm/min a 480 mm/min. Os testes de ruptura dos diafragmas de aço foram realizados em um dispositivo hidráulico acionado por pistão desenvolvido neste trabalho e também no túnel de vento hipersônico T1 do IEAv. A pressão de ruptura dos diafragmas obtida com o dispositivo hidráulico foi equivalente àquela obtida nos testes efetuados no T1, o que permite desenvolver e qualificar os diafragmas sem a necessidade de testes no T1, reduzindo o seu custo de fabricação. Com a técnica de usinagem a laser desenvolvido neste trabalho a pressão de ruptura no túnel de vento hipersônico pode ser controlada precisamente no intervalo de pressão entre 30 bar e 120 bar, com grande redução no tempo de fabricação e sem perda de reprodutibilidade.						
^{12.} GRAU DE SIGILO: (X) OSTENSIVO () RESERVADO () CONFIDENCIAL () SECRETO						